

2021年度
東洋大学審査学位論文

鉄筋コンクリート造建築物におけるあと施工アンカーと目荒らしを用いた
耐震補強の接合部の力学的性質に関する研究

Study on Mechanical Properties of Seismic Retrofitting Joint Using Post-Installed Anchor
and Roughened Concrete in Reinforced Concrete Building

阿部 隆英

**鉄筋コンクリート造建築物におけるあと施工アンカーと目荒らしを用いた
耐震補強の接合部の力学的性質に関する研究**

目次

第1章 序論	1
1.1 研究の背景	2
1.2 既往の研究	13
1.3 本論文の概要	17
1.4 本論文の目的	23
1.5 用語の定義	25
第2章 あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面の 力学的性質	27
要旨 あと施工アンカーを用いた接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価式	28
2.1 はじめに	30
2.2 実験パラメータ及び試験体諸元	31
2.2.1 実験パラメータ	31
2.2.2 試験体諸元	32
(1) 試験体諸元寸法	32
(2) 試験体製作方法	32
2.3 実験方法	35
2.3.1 載荷方法	35
2.3.2 せん断実験の計測計画	36
2.4 実験結果	38
2.4.1 単調載荷実験	38

(1) アンカー筋の定着方法による荷重 - せん断変位関係の比較	38
(2) あと施工アンカーの荷重 - せん断変位関係	38
(3) 曲げモーメント分布	40
(4) 目開き変位	42
2.4.2 正負交番繰り返し載荷	42
(1) 荷重 - せん断変位関係	42
(2) 単調載荷と正負交番繰り返し載荷の荷重 - せん断変位関係の比較	43
2.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式	45
2.5.1 ダウエル抵抗を考慮した評価式の基本形	45
2.5.2 既存部せん断変位と補強部せん断変位の比	46
2.5.3 反力係数の設定	47
2.5.4 正負交番繰り返し載荷によるせん断力の低減係数	49
2.5.5 評価式の整理	49
2.6 実験値と計算値の比較	51
(1) 単調載荷	51
(2) 正負交番繰り返し載荷	54
2.7 まとめ	56
第2章の付録	57
第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質	59
要旨 円柱状シアキーを用いた接合面のせん断耐力式及び せん断力 - せん断変位関係の評価式	60
3.1 はじめに	63
3.2 実験パラメータ及び試験体諸元	65
3.2.1 実験パラメータ	65
3.2.2 試験体諸元	65
(1) 試験体諸元寸法	65
(2) 試験体製作方法	68

3.3	実験方法	70
3.3.1	载荷方法	70
3.3.2	せん断実験の計測計画	70
3.4	実験結果	72
3.4.1	単調载荷実験	72
(1)	最終破壊形式	72
(2)	支圧破壊型のせん断耐力	75
(3)	シアオフ破壊型のせん断耐力	76
(4)	支圧破壊型の荷重 - せん断変位関係	76
(5)	シアオフ破壊型の荷重 - せん断変位関係	78
(6)	目開きの挙動	80
3.4.2	正負交番繰り返し载荷実験	81
(1)	荷重 - せん断変位関係	81
(2)	単調载荷と正負交番繰り返し载荷の荷重 - せん断変位関係の比較	83
3.5	せん断耐力式	85
3.5.1	支圧破壊型	85
(1)	受圧面積 A_{sky}	85
(2)	平均支圧応力度 σ_c のせん断方向成分 σ_{cs}	86
(3)	支圧破壊型のせん断耐力式	88
3.5.2	シアオフ破壊型	89
(1)	グラウトの2面せん断試験	89
(2)	シアオフ破壊型のせん断耐力式	91
3.5.3	実験値と計算値の比較	92
3.6	せん断力 - せん断変位関係の評価式	93
3.6.1	単調载荷	93
(1)	支圧破壊型	93
(2)	シアオフ破壊型	98
3.6.2	正負交番繰り返し载荷	102
3.7	まとめ	104
	第3章の付録	106

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質 . . . 109

要旨	チッピングによる目荒らしを用いた接合面のせん断耐力式及び せん断力 - せん断変位関係の評価式	110
4.1	はじめに	114
4.2	実験パラメータ及び試験体諸元	115
4.2.1	実験パラメータ	115
4.2.2	試験体諸元	116
(1)	試験体諸元寸法	116
(2)	試験体製作方法	117
4.3	実験方法	122
4.3.1	荷重方法	122
4.3.2	せん断実験の計測計画	122
4.4	チッピングによる目荒らしの凹凸形状	123
4.4.1	形状計測方法及び形状分析を行うための準備	123
4.4.2	傾斜密度関数	124
4.4.3	深さ密度関数	126
4.4.4	垂直投影面積密度関数	128
4.5	実験結果	131
4.5.1	各変動因子がせん断耐力に与える影響	131
(1)	目荒らし面積比 r_{cr} の違いによる比較	131
(2)	既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ の違いによる比較	132
(3)	平均圧縮応力度 σ_0 の違いによる比較	132
(4)	最大目荒らし深さ z_{max} の違いによる比較	134
(5)	目開き変位 δ_V と各変動因子の関係	134
4.5.2	各変動因子が荷重 - せん断変位関係に与える影響	134
(1)	荷重 - せん断変位関係	134
(2)	目荒らし面積比 r_{cr} の違いによる比較	140
(3)	既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ の違いによる比較	141
(4)	平均圧縮応力度 σ_0 の違いによる比較	142
(5)	最大目荒らし深さ z_{max} の違いによる比較	143

4.6	せん断耐力式	144
4.6.1	せん断耐力式の基本形	144
4.6.2	局所噛み合い抵抗によるせん断耐力 Q_I	147
4.6.3	全体支圧抵抗によるせん断耐力 Q_B	147
4.6.4	実験値と計算値の比較	148
4.7	せん断力 - せん断変位関係の評価式	150
4.8	まとめ	156
	第4章の付録	157
第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質		
		159
要旨	あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価式	160
5.1	はじめに	163
5.2	実験パラメータ及び試験体諸元	165
5.2.1	実験パラメータ	165
5.2.2	試験体諸元	166
(1)	試験体諸元寸法	166
(2)	試験体製作方法	168
5.3	実験方法	171
5.3.1	載荷方法	171
5.3.2	せん断実験の計測計画	173
5.4	実験結果及び接合面の力学挙動	174
5.4.1	あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した試験体の単調載荷実験	174
(1)	併用時の力学挙動	174
(2)	接合面に生じる軸応力の推定	179

5.4.2	あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した試験体の 正負交番繰り返し載荷実験	181
(1)	荷重 - せん断変位関係	181
(2)	修正前モデルとの比較	183
5.4.3	あと施工アンカーとチップングを併用した試験体の 正負交番繰り返し載荷実験	184
(1)	荷重 - せん断変位関係	184
(2)	修正前モデルとの比較	187
5.5	せん断力 - せん断変位関係の評価式	190
5.5.1	あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した接合面の せん断力 - せん断変位関係の評価式	190
(1)	単調載荷	190
(2)	正負交番繰り返し載荷	195
5.5.2	あと施工アンカーとチップングを併用した接合面の せん断力 - せん断変位関係の評価式	198
5.6	まとめ	202
	第5章の付録	204
第6章 円柱状シアキーとチップングの力学的性質を利用した		
接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価方法		211
要旨	接合面のせん断抵抗要素をチップングから円柱状シアキーへ置換する 場合の接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価式	212
6.1	はじめに	214
6.2	円柱状シアキーとチップングのせん断耐力式の比較	217
6.3	円柱状シアキーとチップングのせん断力 - せん断変位関係の比較	219
6.3.1	円柱状シアキーもしくはチップングを単独で用いた場合	219
6.3.2	あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを 併用した場合	221

6.4	あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した接合面の設計	224
6.5	まとめ	225
第7章 研究の総括と今後の課題		227
7.1	研究の総括	228
7.2	今後の課題	234
7.2.1	技術に関する課題	234
7.2.2	設計及び施工に関する課題	235
参考文献		237
記号一覧		245
既発表論文		251
付録1	円柱状シアキーの施工について	257
付録2	チップングによる目荒らしの形状計測方法と分析方法について	261
付録3	コンクリートとグラウトの材料について	267
付録4	設計への展開	271
謝辞		281

第 1 章

序論

1.1 研究の背景

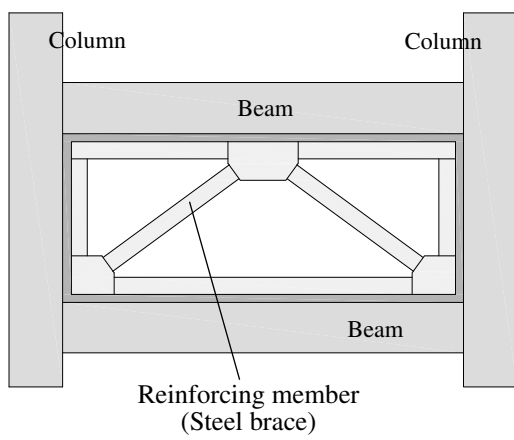
1981年に建築基準法、同施行令が改正され、それ以前に設計・施工された建築物は、現行では既存不適格建築物の扱いとなる。その後、1995年に阪神・淡路大震災が発生し、日本は甚大な被害を受けた。当時は、関東・東海地方の一部を除き耐震診断や耐震改修が全国的に普及するまでには至っていなかった¹⁻¹⁾が、その後、学校、市役所、病院等の公共建築物の耐震改修が多く行われてきた。そして、近年では2004年新潟県中越地震、2008年岩手・宮城内陸地震、2011年東北地方太平洋沖地震、2016年熊本地震と未曾有の地震が頻発している。著者は東北地方太平洋沖地震の被災調査を行い、耐震補強されている多くの建築物は損傷を抑えられ、人命を守る役割を果たしていることから、耐震補強の効果は大きいと実感した。

現在、多くの耐震補強の工法が開発、施工されている。例えば、Fig.1-1に示すような鉄骨ブレースや耐震壁の増設や増し打ちによる補強がある。これらは、鉄骨ブレースや耐震壁により建物の強度を増大させる工法である。その他、Photo 1-1のようなオイルダンパーや摩擦ダンパー等の制震デバイスを用いた制震ブレースによる補強工法がある。これらは地震時に設置したダンパーが稼働することで、建物の変形を抑制する工法である。これ以外にも多くの工法があるが、ここでは割愛する。更にこれら鉄骨ブレースや制震ブレースを、Fig.1-1(a)やPhoto 1-1に示すように柱梁架構内に取り付ける工法¹⁻¹⁾(以下、内付け工法と称する)や、柱梁の側面に取り付ける工法¹⁻²⁾(以下、外付け工法と称する)がある。Fig.1-2に外付け工法の例を示す。内付け工法では、室内で施工するため、建物全部を使いながら施工することが難しい。それに比べ外付け工法では、外部からのみの施工となるため、施工時に建物の使用に支障を来すことが少ない特徴がある。

これら多様な耐震補強工法の全てにおいて、既存躯体と鉄骨ブレース、耐震壁、制震ブレース等(以下、補強部材と称する)を接合させる必要があり、補強部材と既存躯体は補強効果を高めるために、限りなく一体的であることが重要であると言える。この既存躯体と補強部材を接合する方法として、既存躯体側の接合面には目荒らしとあと施工アンカーが一般的に用いられている^{1-1),1-3)}が、現在では施工性や構造性能を向上させるために多くの新しい接合法^{例えば1-4),1-5)}が開発されている。これらより、耐震補強は研究・開発者による多くの技術があらゆる部位で用いられている。

ここで、多くの耐震補強の接合法として用いられている、目荒らしとあと施工アンカーに着眼する。Fig.1-3に内付け補強による耐震補強の接合部例を示す。補強部材の周囲に鉄骨枠があり、その鉄骨枠側にはスタッドボルトを配置し、既存躯体側にはあと施工アンカーと目荒らしを施工している。これらを配置した鉄骨枠と既存躯体の間には、割裂防止筋を配置した後、無収縮グラウトで充填する。このような一般的に間接接合部と呼ばれる接合部を介して、地震時における既存躯体と補強部材は応力伝達が行われていることが多い。

この内付け補強による間接接合部の応力伝達のメカニズムの概念について Fig.1-4に示す。地震時は、補強部材の水平抵抗力を建物に伝達することで補強効果が生まれる。そのため、接



(a) Steel brace

(b) Shear wall

Fig.1-1 Strength type of seismic retrofitting



Photo 1-1 Seismic retrofitting by damping brace

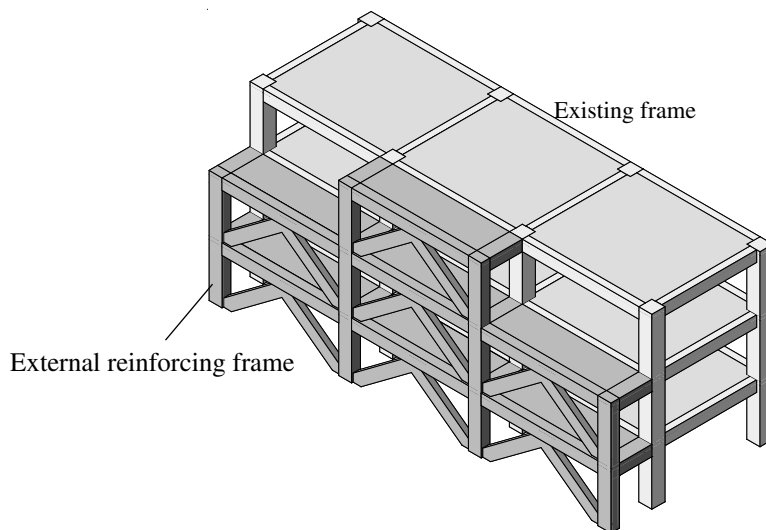


Fig.1-2 External seismic retrofitting

合部には主にせん断力を伝達することが求められる。それぞれの部位におけるせん断伝達のメカニズムは非常に複雑であるが、①既存躯体側ではあと施工アンカーと目荒らしによるせん断抵抗によりせん断力を間接接合部側に伝達、②間接接合部側では補強部グラウトへ目荒らしとあと施工アンカーによりせん断力を伝達し、そのせん断力はスタッドボルトを介して補強部材側へ伝達、③補強部材側はスタッドボルトによるせん断抵抗により鉄骨枠へせん断力を伝達、④鉄骨枠から補強部材へ応力が伝達すると考えられる。また、割裂防止筋は、補強部グラウトのひび割れを抑えるように配置される。これらより、地震時に補強部材を効率良く稼働させるためには、せん断力を伝達するそれぞれの部位の剛性や耐力が高いことが要求される。

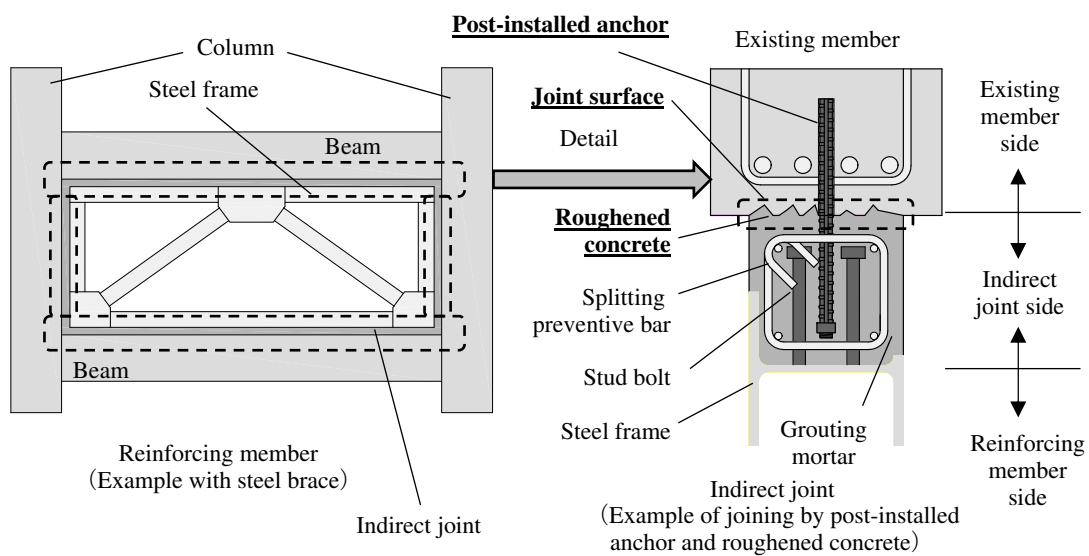


Fig.1-3 Indirect joint of internal seismic retrofitting

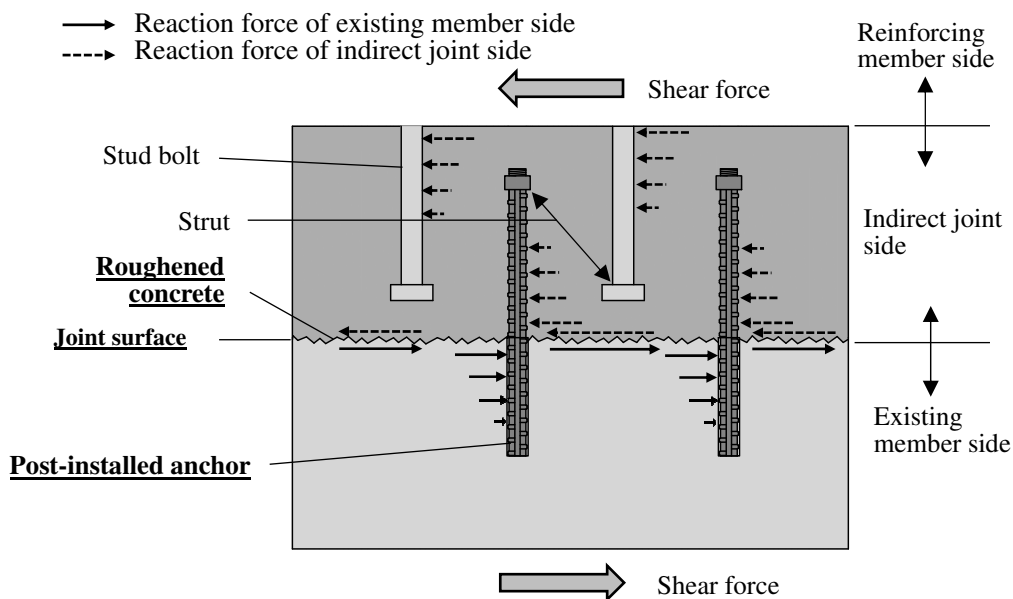


Fig.1-4 Concept of mechanism of stress transfer of indirect joint of internal seismic retrofitting

続いて、Fig.1-5 に外付け補強による耐震補強の接合部例を示す。ここでは、外側に補強架構を新たに施工し、接続スラブ^{1,2)}と呼ばれるスラブで既存躯体と補強架構を連結する工法について記載する。既存躯体側の接続面には、内付け工法同様にあと施工アンカーと目荒らしを施工することが多い。また、地震時には補強架構の水平抵抗力を建物に伝達する必要がある。しかしながら、既存躯体と補強架構の距離が1m~2m程度離れていることが多いため、偏心モーメントが生じる。そのため、接合部にはせん断力以外にこの偏心モーメントによる圧縮力や引張力が同時に作用する。これを理由に接続スラブの端部には、引張力を負担するためのあと施工アンカーを配置する。

外付け補強による間接接合部の応力伝達のメカニズムの概念について Fig.1-6 に示す。ここでは、主としてせん断応力を伝達する部位に着目すると、せん断伝達のメカニズムは①既存躯体側ではあと施工アンカーと目荒らしによるせん断抵抗によりせん断力を間接接合部側に伝達、②接続スラブ側では目荒らしとあと施工アンカーによりせん断力を伝達することになる。特に外付け補強では、内付け補強時と異なり補強部材が柱梁架構内に拘束されていないため、接合面にはせん断変位が生じやすいと想定される。そのため、補強部材を地震時に効率良く稼働させるためには、それぞれせん断力を伝達する部位の剛性や耐力が極めて重要となる。

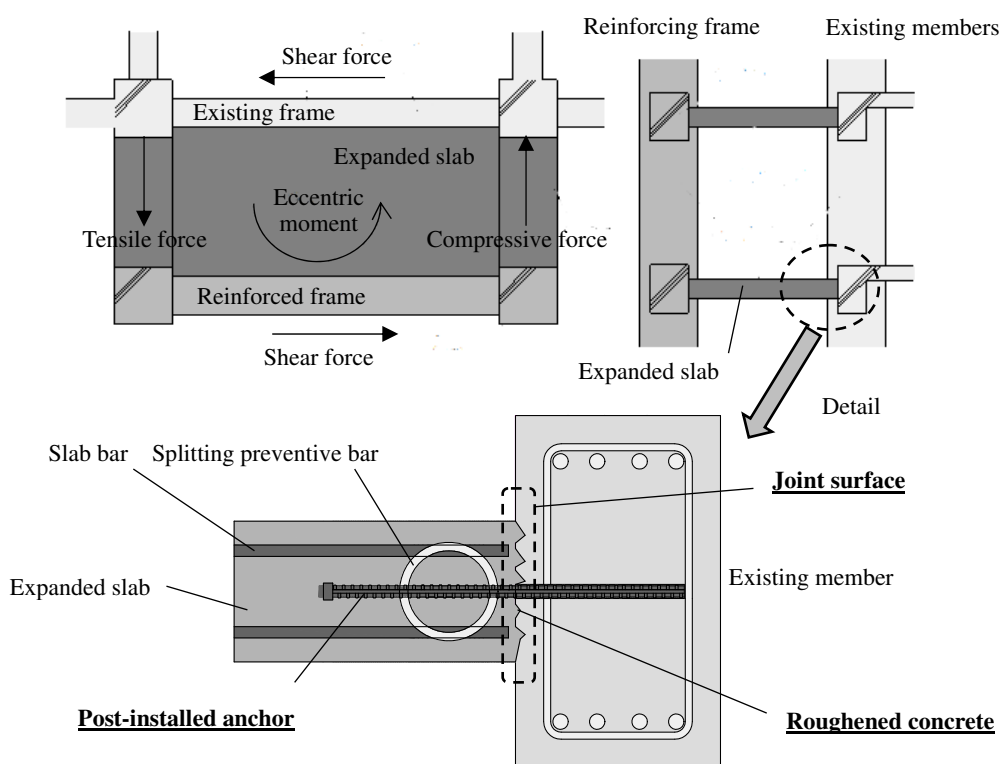


Fig.1-5 Indirect joint of external seismic retrofitting

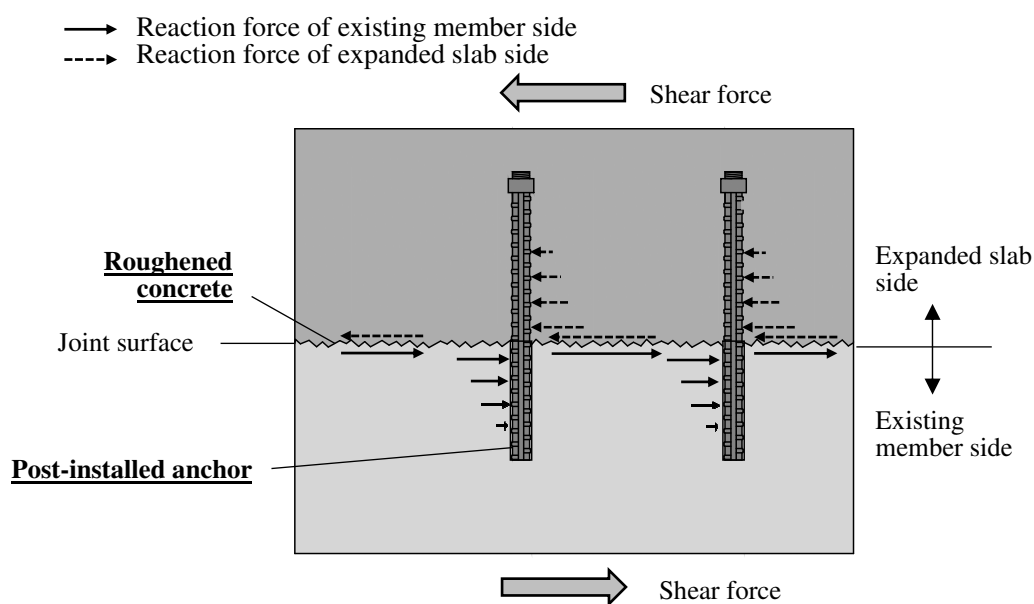


Fig.1-6 Concept of mechanism of stress transfer of indirect joint of external seismic retrofitting

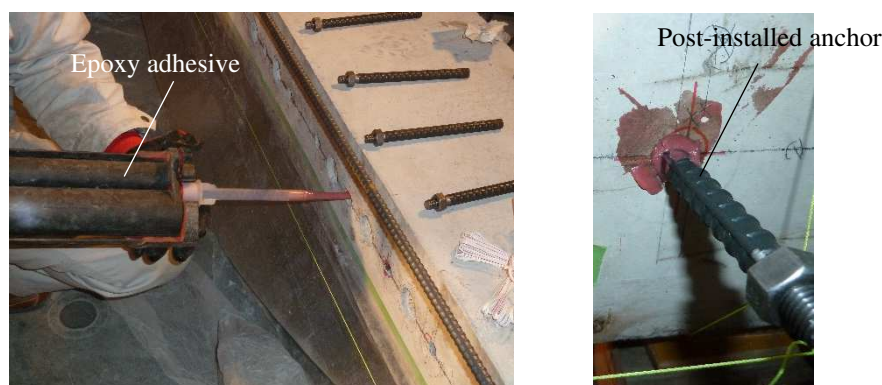


Photo 1-2 Post-installed anchor construction status

耐震補強の効果を高めるためには、各接合面の剛性や耐力が高いことが必要であることを述べた。そこで、剛性や耐力に大きく寄与するあと施工アンカーと目荒らしについて記載する。まず、あと施工アンカーは使用する部位や用途により種類が異なる。あと施工アンカーは金属系アンカー、接着系アンカーに大きくは分類され¹⁻⁶⁾、耐震補強の接合要素としては接着系アンカーが一般的に用いられる¹⁻⁷⁾。更に接着系アンカーの中でも、カプセル方式と注入方式^{例えば1-8)}に区別され、それぞれの方式の中に、有機系接着剤と無機系接着剤等がある。これらは使用する部位や、施工条件等により適切に使い分けられる。Photo 1-2 に接着系アンカーによる注入方式カートリッジ型（有機系接着剤）のアンカー打設状況を示す。施工方法についても様々存在するが、ここでは既存躯体に湿式コアドリルで穿孔した後、ワイヤーブラシを用いて清掃した孔内に、有機系接着剤の樹脂注入し、最後にアンカー筋を挿入した。

続いて目荒らしについて記述する。目荒らしについては、電動ピックに研り用のドリルビットを装着して行う、チップングと呼ばれる目荒らし¹⁻¹⁾が多く用いられている。Photo 1-3 にチップングの施工状況を示す。目荒らしは、その他水圧を利用して行うウォータージェット工法¹⁻⁹⁾や、多数の凹凸を有するビットであるビシャンを電動ピックに装着して施工するビシャン工法¹⁻¹⁰⁾等がある。ウォータージェット工法やビシャン工法は、仕上がりの深さが比較的浅く、接合面全面に行うことが多いことに対し、チップングによる目荒らし（以下、単にチップングと称する）は局所的に研ることや、前述の工法と比較すると仕上がりの深さが、深い特徴を有する。そのため、チップングによる目荒らしを施した場所にコンクリートやグラウトが充填され、地震時にはこの充填されたコンクリートやグラウトと既存部コンクリートでそれぞれ支圧抵抗する。また、チップングは各基・規準^{1-1),1-2),1-11)}で構造規定として面積や深さが記載されているが、この面積や深さ等による形状の一律的な見解は見られない。Table 1-1 に基・規準によるチップングの構造規定を示す。例えば外付け工法における接合面に対する目荒らしの面積比は、文献 1-1), 1-11)では 30~50%, 文献 1-2)では 25~30%と記載されている。この理由は、既存躯体に施す目荒らしの面積の測定方法が確立されていないこと、Photo 1-3(a)のように形状が複雑であること、更に施工者の技量により深さや形状が異なるためだと思われる。加えて、耐震補強工事を対象としていることから、硬化後のコンクリート表面に一定の凹凸を作業効率良く施工することが難しいと思われる。これらのことから、チップング施工時の面積や形状の管理は非常に困難であるため、期待する構造性能を満足するような品質を確保することが容易でないと言える。

チップングを施工する現場では、騒音、振動及び粉塵の発生が伴うため、建物を使用しながら耐震補強工事を実施する際には、建物の使用者と施工者に大きな負担を強いることになる。また、チップングの施工者は振動工具を扱うため、振動病の予防の観点から、施工時間が制限される。更に、チップングを行う際は、騒音・振動対策、粉塵の養生等、直接工事費以外の間

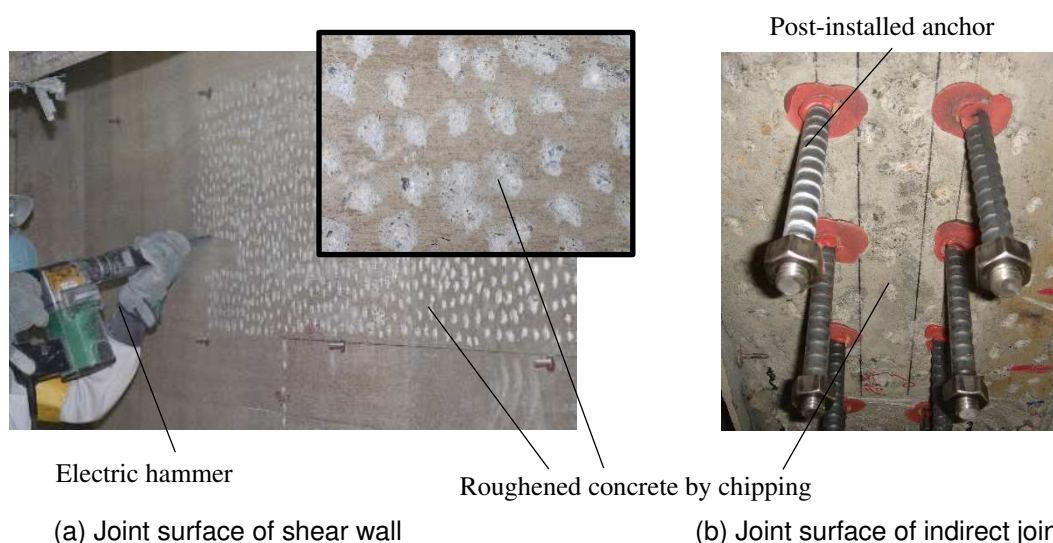


Photo 1-3 Chipping construction

Table 1-1 Structural regulations of chipping indicated on guidelines

Guideline	Member	Tool	Chipping area	Chipping depth
Guidelines for Seismic Retrofit Design of Existing Reinforced Concrete Buildings ¹⁻¹⁾ 既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修設計指針・同解説 ¹⁻¹⁾ (一般財団法人 日本建築防災協会)	Wall (Joint surface)	Electric hammer	10~15%	2~5mm
	Column (Shear reinforcement)		15~30%	2~5mm
	Expended wall (Indirect joint)		15~30%	2~5mm
	Column (Bending reinforcement)		30~50%	2~5mm
	External seismic retrofitting		30~50%	2~5mm
External Seismic Retrofitting Manual ¹⁻²⁾ 既存鉄筋コンクリート造建築物の「外側耐震改修マニュアル」 ¹⁻²⁾ (一般財団法人 日本建築防災協会)	Column, Girder (External seismic retrofitting)	—	About 25~30%	2~5mm
Building repair work supervision guideline ¹⁻¹¹⁾ 建築改修工事監理指針(下巻) ¹⁻¹¹⁾ (一般財団法人 建築保全センター)	Column reinforcement	Electric hammer	About 15~30%	Equally, about 2~5mm
Seismic Diagnosis / Seismic Retrofit Design Manual for Existing Buildings ¹⁻¹²⁾ 既存建築物の耐震診断・耐震補強設計マニュアル(上巻)(下巻) ¹⁻¹²⁾ (一般社団法人 建築研究振興協会, 一般社団法人 構造コンサルティング協会, 横浜市設計共同組合)	Expended wall	—	Enough	—
	— (Low-strength concrete)	—	More than 75%	—

接経費が生じることで、コストアップに繋がることもある。これらの課題を解決するために、施工環境や施工者の労働条件に配慮し、管理が容易で品質が確保できる目荒らし工法の開発が望まれる。

接着系あと施工アンカー(以下、あと施工アンカーと略称する)とチップングの力学挙動について考察する。Fig.1-7 に力学挙動の概念を示し、Photo 1-4 に破壊状況を示す。あと施工アンカーは、Fig.1-7(a)に示すようにダウエル効果により接合面のせん断変位の進展と共に緩やかに荷重が増大する。また、あと施工アンカーには Fig.1-6 に示すような反力が生じることから、Photo 1-4(a)のように、あと施工アンカーは間接接合部側と既存側でそれぞれ変形しているこ

とがわかる。一方、Fig.1-7(b)に示すようにチッピングによるせん断力は、コンクリート同士の噛み合い抵抗や支圧抵抗により生じるため、剛性は非常に高いが最大荷重後、荷重はせん断変形の増大に伴い低下していく特徴がある。Photo 1-4(b)を観察すると、チッピングでは既存コンクリートと後から打設されたグラウトの噛み合い抵抗により粉状になっていることがわかる。

以上より、これらを併用した場合、初期の剛性はチッピングが寄与することで高くなり、チッピングの荷重低下領域では、あと施工アンカーのダウエル効果により、せん断力の低下が抑制されると考えると、両者を適切に用いることで、接合面は高い剛性と耐力を得ることが可能になると推定できる。しかしながら、あと施工アンカーに関する構造性能は、多くの研究が行われ始めているものの、耐震補強の目荒らし、特にチッピングの構造性能については、未解明なことが多く、せん断耐力やせん断力 - せん断変位関係の定量評価は極めて少ない。また、あと施工アンカーと目荒らしを併用した時の構造性能について、耐震補強の実務的な観点から両者を組み合わせた場合の力学挙動を精度良く再現できるせん断力 - せん断変位関係の評価式が望まれる。そのためには、この評価式をポストピーク領域まで緻密に構築する必要がある。

ここで接合部の設計について焦点を当てる。内付け工法における耐震補強の接合部の設計で

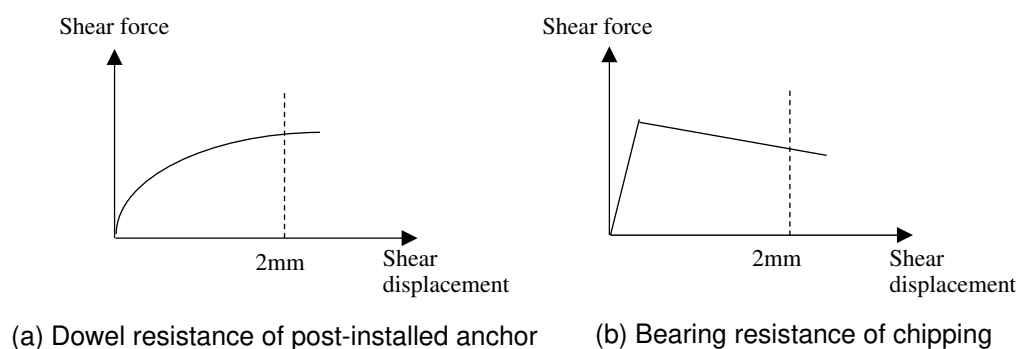


Fig.1-7 Concept of mechanical behavior



(a) Post-installed anchor

(b) Chipping

Photo 1-4 Failure status

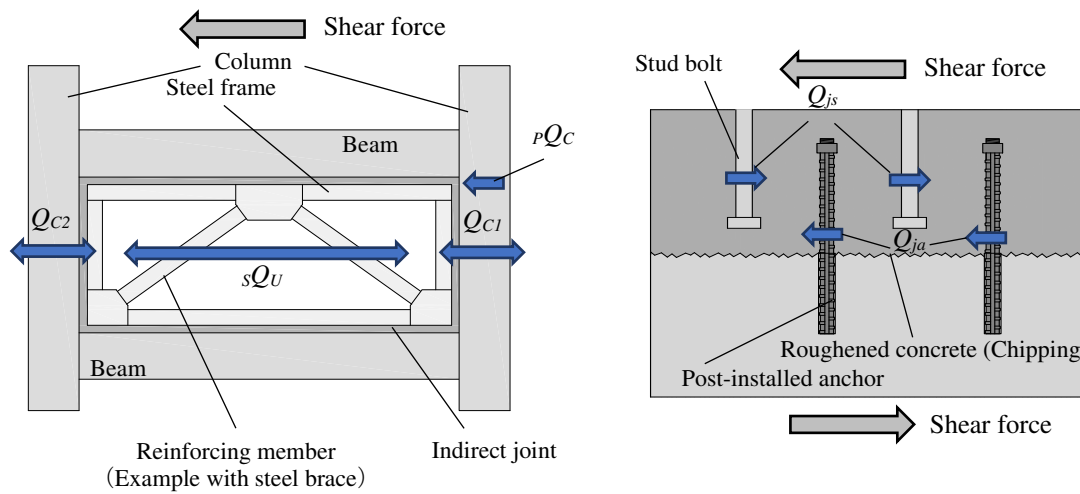


Fig.1-8 Strength of each member

は、補強架構の耐力 sQ_{SU1} 、スタッドにより決まる耐力 sQ_{SU2} 、あと施工アンカーにより決まる耐力 sQ_{SU3} をそれぞれ算定し、 $sQ_{SU1} \leq sQ_{SU2}$ 及び $sQ_{SU1} \leq sQ_{SU3}$ とする¹⁻¹⁾。また、 sQ_{SU1} 、 sQ_{SU2} 及び sQ_{SU3} は次式により算定される。

$$sQ_{SU1} = sQ_U + Q_{C1} + Q_{C2} \quad (1-1)$$

$$sQ_{SU2} = Q_{js} + PQ_C + Q_{C2} \quad (1-2)$$

$$sQ_{SU3} = Q_{ja} + PQ_C + Q_{C2} \quad (1-3)$$

ここに sQ_U は補強部材の水平耐力、 Q_{C1} は引張側柱の終局耐力、 Q_{C2} は圧縮側柱の終局耐力、 PQ_C は引張側柱の柱頭のパンチングシア耐力、 Q_{js} はスタッドボルトのせん断耐力、 Q_{ja} はあと施工アンカーのせん断耐力である。また、各部材の耐力を Fig.1-8 に示す。

あと施工アンカーによる耐力 Q_{ja} に着眼すると、次式に示すように現行のあと施工アンカーのせん断耐力 Q_a は、鋼材（アンカー筋）の耐力で決まるせん断耐力 Q_{a1} と、コンクリートの支圧で決まるせん断耐力 Q_{a2} の最小値で与えられる。また、外付け工法の接合部においては、せん断変位を 2mm 以下の許容値に制限するように低減係数 $\phi_s=0.7$ が乗じられたあと施工アンカーのせん断耐力式¹⁻²⁾が用いられることが多い。

$$Q_a = \phi_s \cdot \min[Q_{a1}, Q_{a2}] \quad (1-4)$$

$$Q_{a1} = 0.7\sigma_y \cdot sa_e \quad (1-5)$$

$$Q_{a2} = 0.4\sqrt{E_c \cdot \sigma_B} \cdot sa_e \quad (1-6)$$

ここに Q_a は接合面におけるアンカー1本当たりのせん断力、 Q_{a1} は鋼材の耐力で決まるせん断力、 Q_{a2} はコンクリートの支圧で決まるせん断力、 σ_y はアンカー筋の規格降伏点強度、 sa_e は接合面におけるアンカー筋の断面積、 E_c はコンクリートのヤング係数、 σ_B はコンクリート圧縮

強度である。

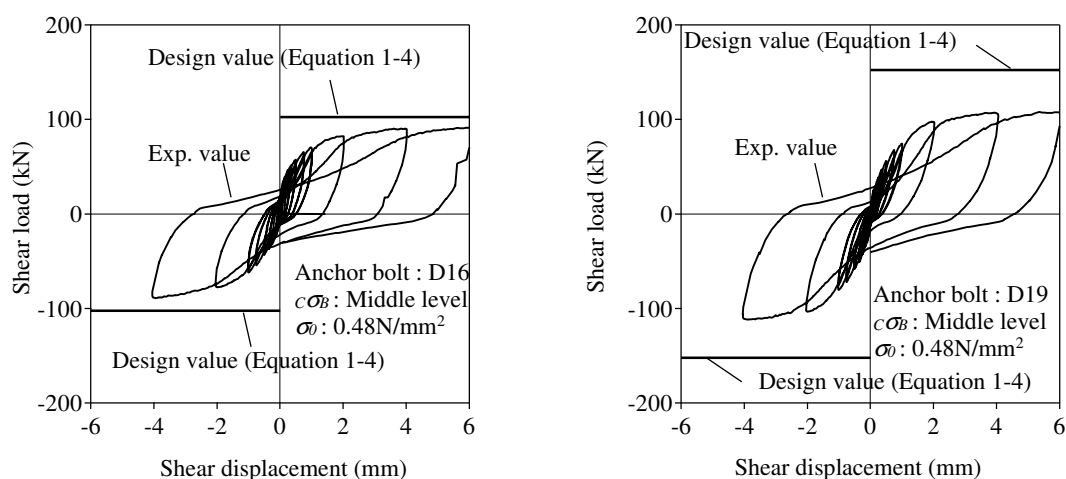
式(1-1)~(1-3)の耐力式は、あと施工アンカーのみに関する諸元で構成されている。しかしながら、低減係数 $\phi=0.7$ を満足するためには、接合面に生じる平均固着せん断応力度 0.7N/mm^2 程度の固着力を期待している¹⁻²⁾。このことから、設計ではあと施工アンカーのダウエル効果のみだけでなく、目荒らしによるせん断抵抗は重要な要素として考えられている。

目荒らしの施工を行わず、あと施工アンカーのみを配置した場合の実験値と、 $\phi=1.0$ とした式(1-4)による内付け工法の時の設計値を比較し、Fig.1-9に示す。実験値は、設計値を下回っていることがわかる。そこで、チップングとあと施工アンカーを併用した時の、実験値と設計値の比較を Fig.1-10に示す。チップングを行うことで、実験値はあと施工アンカーのみの試験体より大きくせん断力が増大し、式(1-4)による設計値を超える結果を得た。つまり、著者が行った実験結果からも、チップングは接合部のせん断力に大きく寄与すると言える。しかしながら現状では、チップングを施工時に適切に管理することが困難であることや、適切な耐力評価がされていないことが課題と言える。

これらの背景より、式(1-3)で用いられている Q_{ja} は、あと施工アンカー単体としての負担せん断力と、目荒らしの負担せん断力が合算される形で評価されていると推察される。このことから、あと施工アンカー及び目荒らしが各々負担するせん断力を明確にし、設計に反映することが重要と考える。そのためには、あと施工アンカー及び目荒らしの力学挙動やせん断耐力の評価が必要となる。

ここではあと施工アンカーと目荒らしのせん断力に着眼したが、目荒らしはせん断力のみならず、引張力に寄与することに対し、あと施工アンカーはせん断力と引張力の両者を負担することができる。そのため、実務の設計では、適用する接合部が必要とする応力を鑑みて、あと施工アンカーと目荒らしの両者が負担する応力の割合等に配慮して行うことが望ましい。

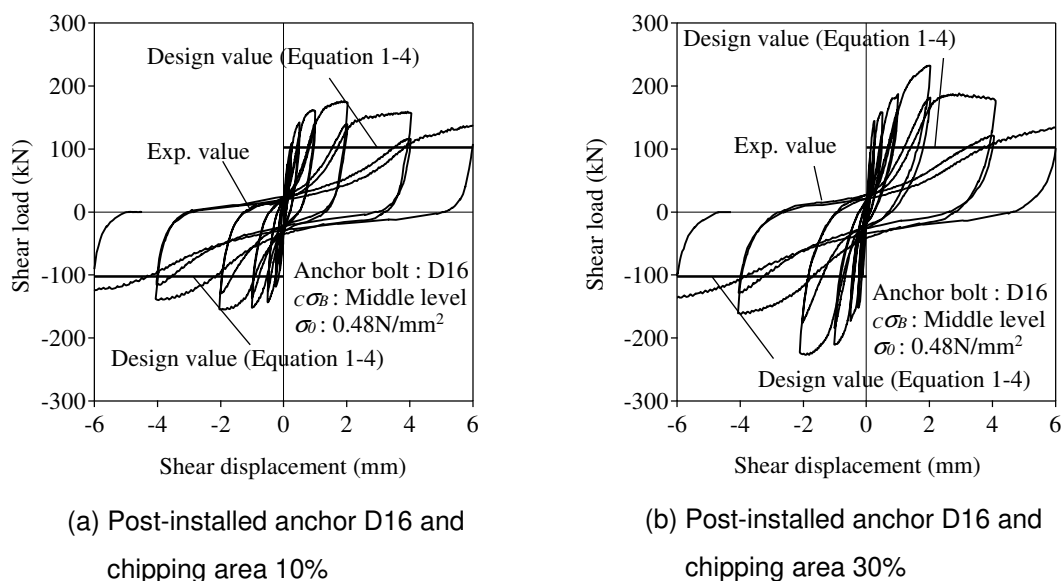
以上の背景より、耐震補強の接合部における課題を下記に整理して列記する。



Post-installed anchor D19

※ $c\sigma_B$: Concrete compressive strength, σ : Average compressive stress of the joint surface

Fig.1-9 Comparison of experimental value and design value (Post-installed anchor)



※ c_{σ} : Concrete compressive strength, σ : Average compressive stress of the joint surface

Fig.1-10 Comparison of experimental value and design value

(Post-installed anchor and chipping) (a) Post-installed anchor D16 (b)

- 1) 目荒らしは各基・規準^{1-1),1-2),1-11)}で構造規定として面積や深さが記載されているが、この面積や深さ等による形状の一律的な見解は見られない。
- 2) チッピングは施工者の技量により深さや形状が異なることから、チッピング施工時の面積や形状の管理は非常に困難であり、期待する構造性能を満足するような品質を確保することが難しい。
- 3) チッピングを施工する現場では、騒音、振動及び粉塵の発生が伴うため、建物を使用しながら耐震補強工事を実施する際には、建物の使用者と施工者に大きな負担を強いる場合がある。
- 4) あと施工アンカーに関する構造性能は、多くの研究が行われ始めているものの、耐震補強の目荒らし、特にチッピングにおける構造性能については、未解明なことが多く、せん断耐力やせん断力 - せん断変位関係が定量的に示されていない。
- 5) 既存躯体と補強部材を一体化するためには、あと施工アンカーのダウエル効果のみでなく、目荒らしによるせん断抵抗は重要な接合要素である。そのため、あと施工アンカーと目荒らしの両者を組み合わせた場合の力学挙動を精度良く再現できるせん断力 - せん断変位関係の評価式が必要である。
- 6) 一般の設計に用いられる接合部のせん断耐力式は、あと施工アンカーのみに関する諸元で構成されているが、この設計値には目荒らしによるせん断抵抗が期待されている。

これらの背景より、チッピングの施工環境が改善され、更に管理を容易に且つ構造性能の定量評価可能なチッピングに代わる新しい目荒らしの開発が望まれる。

1.2 既往の研究

(1) あと施工アンカー

あと施工アンカーの研究は、スタッドボルトやプレキャスト構造の接合筋を対象としたものから進展しているものが多い。例えば、次式に示すような Fisher ら¹⁻¹³⁾のスタッドボルトのせん断耐力式がある。

$$Q_s = 0.5 \cdot A_s \cdot \sqrt{E_c \cdot \sigma_B} \quad (1-7)$$

ここに Q_s はせん断耐力、 A_s はスタッドボルトの断面積、 E_c はコンクリートのヤング係数、 σ_B はコンクリートの圧縮強度である。

前節の式(1-4)～(1-6)と重複するが、一般的に内付け補強による耐震補強の接合面に多く用いられているあと施工アンカーの設計せん断耐力式としては、この Fisher らのスタッドボルトのせん断耐力式に基づき、次式に示すように「既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修設計指針・同解説」¹⁻¹⁾に記載されている。

$$Q_a = \min[Q_{a1}, Q_{a2}] \quad (1-8)$$

$$Q_{a1} = 0.7\sigma_y \cdot s a_e \quad (1-9)$$

$$Q_{a2} = 0.4\sqrt{E_c \cdot \sigma_B} \cdot s a_e \quad (1-10)$$

ここに Q_a は接合面におけるアンカー1 本当たりのせん断力、 Q_{a1} は鋼材の耐力で決まるせん断力、 Q_{a2} はコンクリートの支圧で決まるせん断力、 σ_y はアンカー筋の規格降伏点強度、 $s a_e$ は接合面におけるアンカー筋の断面積、 E_c はコンクリートのヤング係数、 σ_B はコンクリート圧縮強度である。

外付け補強による耐震補強の接合面では、補強架構と既存架構の変形に差が生じると、補強架構に期待した耐力が十分に発揮されないことから、接合面のせん断変位が 2mm 以下となるように制限されている¹⁻²⁾。これより、式(1-4)の ϕ に示されるように、設計で用いる外付け補強時のあと施工アンカーせん断耐力は内付け補強の 0.7 倍¹⁻²⁾であり、この値については、中野・松崎ら¹⁻¹⁴⁾がプレキャスト構造の接合部の接合筋におけるせん断力-せん断変位関係をあと施工アンカーに適用できるように応用して設定している。また、この中野らが提案するせん断力-せん断変位関係は、非線形領域を弾性支承梁の方程式に用いる反力係数により表現されている。なお、伊藤ら¹⁻¹⁵⁾においても、せん断変位 2mm 時のせん断耐力に関する研究を報告している。

その後、耐震補強の接合部に着眼し、実際の施工条件や実務に適用を対象としたあと施工アンカーによる研究が多く行われている。例えば、耐震補強の接合部では既存部と補強部の圧縮強度やヤング係数が異なることから、それぞれのアンカー筋の挙動が異なる可能性を高瀬ら¹⁻¹⁶⁾は、指摘している。また、高瀬ら^{1-16,1-17)}は、繰り返し載荷時の履歴曲線を再現することを試みている。

土木構造物におけるあと施工アンカーを使用する一例として、橋脚の耐震補強¹⁻¹⁸⁾、防波堤の嵩上げ工事等が挙げられる。このような土木分野におけるあと施工アンカーの設計せん断耐力として、「コンクリートのあと施工アンカー工法の設計施工指針（案）」¹⁻¹⁹⁾には、あと施工アンカー部の設計降伏耐力 V_{yd} と、設計支圧破壊耐力 V_{cd} の算定式が記載されている。式(1-11)に V_{yd} の算定式を示し、式(1-13)に V_{cd} の算定式を示す。

$$V_{yd} = K_t V_y / \gamma_b \quad (1-11)$$

$$V_y = \frac{1}{\sqrt{3}} a_{os} f_{ysd} \quad (1-12)$$

ここに K_t は使用期間長さの影響を表す係数（短期間使用の場合は 1.0，長期間使用の場合は 0.5）， V_y は降伏耐力， γ_b は一般に 1.1， a_{os} は接合面でのアンカー筋の最小断面積， f_{ysd} はアンカー筋の素材の設計降伏強度である。

$$V_{cd} = K_t C a_s \sqrt{E_c f'_{cd}} / \gamma_b \quad (1-13)$$

ここに E_c は母材コンクリートのヤング係数， f'_{cd} は母材コンクリートの設計圧縮強度， C はアンカーの種類を表す係数で接着系アンカーは 0.4， a_s は接合面でのアンカー本体の最小断面積， γ_b は一般に 1.6 である。ただし， E_c と f'_{cd} の積の平方根は，500 以上で 900N/mm² 以下とする。

上記の土木の設計で用いられる設計せん断耐力は，式(1-8)～(1-10)で示した建築の耐震補強で用いる設計式と同様に，アンカー筋の鋼材で決まる耐力とコンクリートの支圧で決まる耐力の最小値を用いている。

(2) 目荒らし

耐震補強の接合面を対象とした目荒らしの研究は，神谷ら¹⁻¹⁰⁾がビシャン工法，チップング工法，ウォータージェット工法を用いて，せん断実験を行い報告している。また，栗田ら¹⁻⁹⁾においては，ウォータージェットによる目荒らしにせん断力を負担させ，あと施工アンカーの本数を削減することを試みている。しかしながら，チップングに関しては，未だ多くの研究が行われていないと言える。換言すれば，チップングの不規則な形状の評価，せん断耐力と目荒らし面積比の関係，せん断力 - せん断変位関係の評価式，せん断耐力式等に関する研究の余地が多く残されている。

目荒らしの研究はあと施工アンカー同様，プレキャスト構造の接合部を対象として行われていることが多い。ただし，プレキャスト構造では，既存部に凹凸をつけることを目的として，目荒らしだけでなく，シアキーを用いることも多い。例えば，文献 1-20)では，刷毛引きによる凹凸，エキスパンドメタルによる凹凸，矩形の凹凸等が挙げられている。そこで，プレキャスト構造の接合部に焦点を当て，耐震補強の接合部に置き換えて考えると，接合筋はあと施工アンカー，コッターもしくはシアキー（以下，コッターとシアキーを総じてシアキーと称する）

は目荒らしに該当する。しかし、プレキャスト構造と耐震補強の接合面の大きな違いは、プレキャスト構造の接合部ではコンクリート打設時にシアキーを形成できることに對し、耐震補強の接合面は既存コンクリート面に目荒らしを施工することである。これらを踏まえてプレキャスト構造におけるシアキーの既往の研究について記載する。

黒正¹⁻²¹⁾はシアキーの幅 h と高さ t の比 h/t が 5 以下であればシアキーの底面でのせん断破壊（以下、シアオフ破壊¹⁻²²⁾と称する）、 h/t が 5 を超える場合は、シアキー側面でのコンクリートの圧壊（以下、支圧破壊と称する）となることを報告している。これは、コンクリート強度に関わらず、シアキーの形状により破壊形式を制御できることを示している。これを基本に、香取ら¹⁻²³⁾はシアキー側面の角度 θ により、破壊形状が異なることを示唆し、 $h/t=5$ で $\theta \geq 60^\circ$ ではシアオフ破壊、 $h/t=5$ で $\theta \leq 45^\circ$ では支圧破壊であることが報告されている。

プレキャスト構造の接合部のシアキーのせん断耐力の評価については、多くの評価がされている。例えば、中野・松崎¹⁻¹⁴⁾はコンクリート強度、支圧を受けるシアキーの面積及び接合面に生じる軸応力を因子として、シアキーのせん断耐力を次式に示すように提案している。

$$Q_{sky} = A_p \cdot \sigma_B (1 + \gamma) \quad (1-14)$$

ここに Q_{sky} はシアキーのせん断耐力、 A_p はシアキーの支圧面積、 σ_B はコンクリート圧縮強度、 γ は次式に示す圧縮軸力による耐力増加割合である。

$$\gamma = 3.55 \sqrt{\sigma_N / \sigma_B} \quad (1-15)$$

ここに σ_N は接合面に生じる圧縮軸力応力度である。

また、望月ら¹⁻²⁴⁾は内部塑性仕事から接続筋（文献 1-24)ではコッター筋と記載している）を含めたシアキー（文献 1-24)ではコッターと記載している）のせん断耐力式を次式に示すように導いている。

$$Q = 0.09A_c \cdot f_c + 1.28a_s \sqrt{f_c \cdot \sigma_y} + 0.54a_s \cdot \sigma_y + 0.84\sigma_n \cdot A \quad (1-16)$$

ここに、 Q は接合部のせん断耐力、 A_c はコッターの断面積、 f_c はコンクリート圧縮強度、 σ_y はコッター筋の降伏強度、 a_s はコッター筋の断面積、 σ_n は接合面に垂直な圧縮応力、 A は接合面のせん断面積である。

望月らが提案する式(1-16)では、前述の中野・松崎が提案する式(1-14)と同様に、コンクリート強度、支圧を受けるシアキーの面積及び接合面に生じる軸応力を因子として構成されている。つまり、コンクリート同士の支圧抵抗にせん断耐力は、コンクリート強度や支圧を受ける面積、更に圧縮軸力の影響が大きいと言える。

ここで改めて、不規則な形状であるチップングについて着目する。チップング自体の形状を計測し、せん断耐力式を導出した論文は見当たらないものの、粗面の形状に関する研究としては、香取ら¹⁻²⁵⁾や武井が刷毛引きやワイヤーブラシ等で人為的にコンクリート面に目荒らしを行い、その粗さの計測と耐力を評価した例がある。粗さの形状の計測方法としては、1994年に報告された武井の研究¹⁻²⁶⁾においては、コンクリート表面の粗さを石膏で型取りし、切断面を拡大コピーして数値を読み取っている。その後、香取ら^{1-25),1-27)}は、スポットレーザー変位計を

用いて粗さを計測し、その結果から十点平均粗さや負荷値¹⁻²⁵⁾を求め、せん断耐力式を導出している。これらの研究は、プレキャストの接合面を含むコンクリート打ち継ぎ面を対象としている。

李ら¹⁻²⁸⁾、和田ら¹⁻²⁹⁾及び高瀬ら¹⁻³⁰⁾の研究では、コンクリートの亀裂面の形状から、接触応力の概念と形状の特性を組み合わせ、せん断伝達機構の解明を試みている。李ら¹⁻²⁸⁾は、接触面方向角から接触面密度関数を導出し、これをせん断応力伝達の力学モデルに適用しており、和田ら^{1-29),1-31)}は傾斜密度関数及び高さ密度関数を用いて分析している。また、高瀬ら^{1-30),1-32)}は、傾斜密度関数をモデル化し、微小な接触現象においても評価している。なお、本論文で実施したチップングの形状計測及び分析方法と、既往の研究の関係については付録2に記載する。

以上より、プレキャストの接合部を含むコンクリートの打ち継ぎ面やコンクリートのひび割れ面等、多くの分野でコンクリートの粗さや形状によるせん断抵抗は研究されている。

一方、土木分野においては、高架橋の床版等のコンクリート打継面の処理として、突起シート¹⁻³³⁾が用いられることがある。これは、コンクリート打設時において、打継面に突起シートを配置し、凹凸を形成させるものであり、突起シートは直径 20mm、高さ 8mm の傾斜がついた円柱形状の凹凸が 30mm ピッチ（凹凸幅¹⁻³³⁾と称している）で配置されたシートである。このことから、凹凸幅と高さの比は 3.75 であり、前述の黒正¹⁻²¹⁾らの報告と同様、破壊形式が凹凸部のせん断破壊になることが示唆されている。この破壊形式が異なることについて、後藤ら¹⁻³⁴⁾も幅が高さの 5 倍以下（幅高比 5 以下）の場合は、支圧破壊からせん断破壊に移行すると報告されている。

1.3 本論文の概要

研究フローを Fig.1-11 に示す。第2章では、接着系アンカーの有機系接着剤を対象としたあと施工アンカーのせん断実験を実施し、その結果からせん断力-せん断変位関係の評価式を構築する。第3章では、チップングに代わる新しい目荒らし工法である円柱状シアキーを開発し、この力学挙動を把握した上でせん断耐力式及びせん断力-せん断変位関係の評価式を構築する。第4章では、チップングによる目荒らしの形状の計測及び分析を行い、その結果を用いてせん断耐力式及びせん断力-せん断変位関係の評価式を構築する。そして、第5章ではあと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合の接合面の応力状態を実験結果から推定し、併用した場合のせん断力-せん断変位関係の評価式を構築する。そして、この評価式をあと施工アンカーとチップングを併用した時の評価式に応用する。最後に第6章では、円柱状シアキーとチップングそれぞれのせん断耐力式及びせん断力-せん断変位関係の評価式を活用し、柔軟に設計や施工に対応できるよう、期待する構造性能を確保して、チップングから円柱状シアキーへ容易に置換できる方法を提案する。

(1) あと施工アンカー

間接接合部（以下、補強部と称する）には通常、コンクリートと材料特性の異なるグラウトが用いられる。そのため、既存部と補強部であと施工アンカーの挙動が異なる可能性があるが、既往の実験では、補強部は模擬されていない直接せん断実験が多い^{例えば 1-35}。この影響が考慮されているのは、著者らが調査した範囲では、理論的に高瀬ら¹⁻¹⁶が示している程度である。

実務的には、弾性範囲内であと施工アンカーを設計するのが基本であると考えられるが、大規模な地震時における安全性の検証のためには、非線形領域まで評価できる設計手法が望まれる。非線形領域を扱ったダウエル効果に関するモデルとしては、プレキャスト構造の接合筋を対象とした中野・松崎¹⁻¹⁴や片平ら¹⁻³⁶の研究が、PC鋼棒を対象とした白井ら¹⁻³⁷の研究が挙げられるが、あと施工アンカーを対象とした例は前記の高瀬ら¹⁻¹⁶のみのものである。また、中野・松崎は接合筋を対象とした実験から、非線形性を弾性支承梁の方程式に用いる反力係数で表現しているが¹⁻¹⁴、本研究が対象とするあと施工アンカーの非線形領域の力学挙動を再現するためには、新たに反力係数を構築する必要がある。

そこで、補強部まで含むあと施工アンカーのせん断抵抗性能について基礎的な検討を行う。まず、補強部を有する試験体の単調載荷としたせん断実験を行い、弾性支承梁の理論を応用して、反力係数の設定方法を提案する共に、既存部と補強部の非線形挙動の相違を考慮した基本となるせん断力-せん断変位関係の評価式を構築する。続いて、正負交番繰り返し載荷実験を行い、単調載荷実験との力学挙動の相違を把握し、前述の基本となる単調載荷時の評価式に、正負交番繰り返し載荷による力学的性質を反映する。そして、この評価式で算定される計算値の実験値への適合性について検証する。

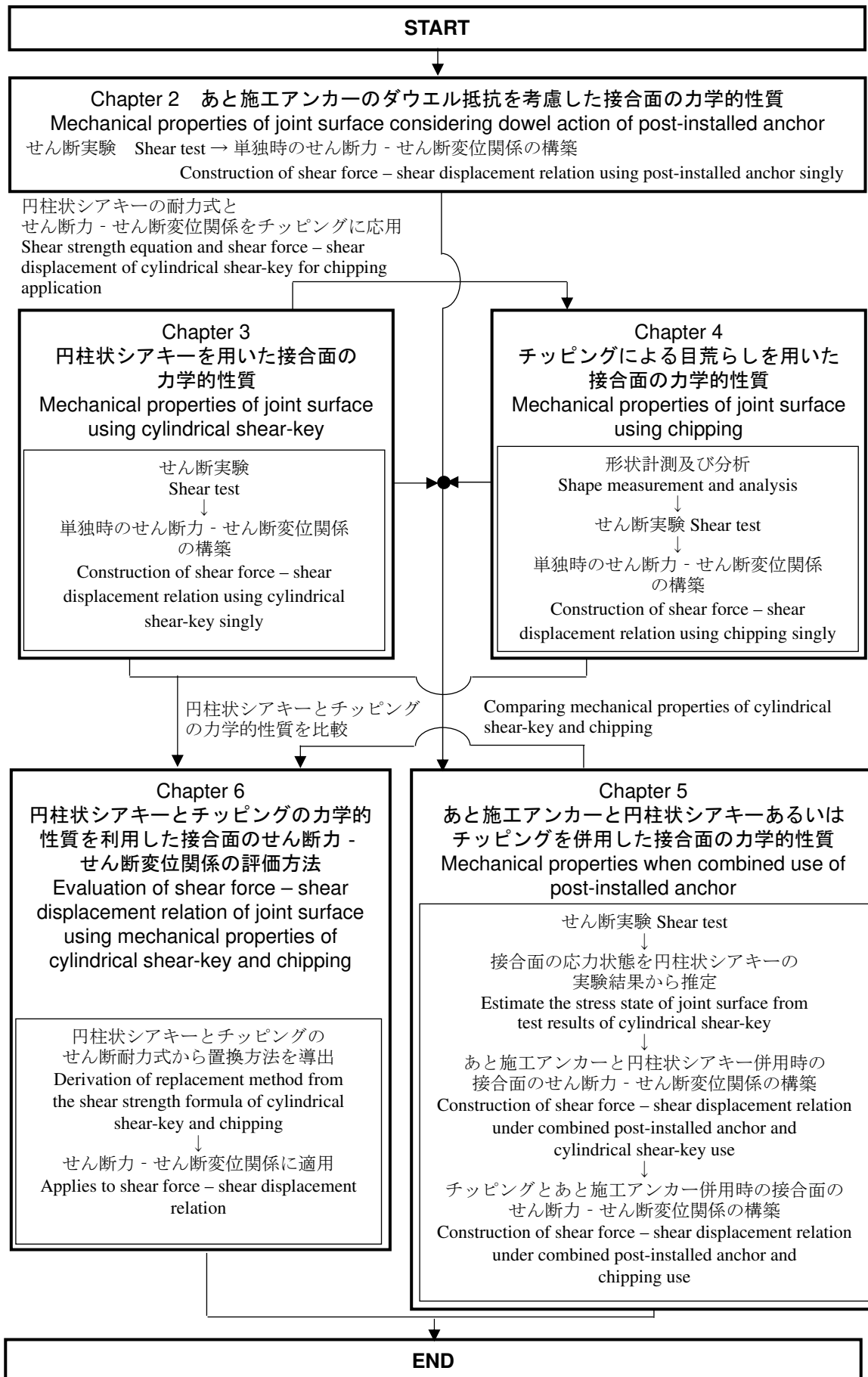


Fig.1-11 Research flow

(2) 円柱状シアキー

耐震補強の接合面に多く用いられているチップングによる目荒らしには、下記のような課題や問題点が挙げられる。

- ①施工時に騒音，振動及び粉塵の発生が伴う。
- ②チップングの施工者は振動工具を扱うため，振動病の観点から，施工時間が制限される。
- ③施工者の技量によりチップングの形状が異なる。また，視覚的に目荒らし面積を判断することは難しい。これらのことから，施工時の面積や形状の管理が困難であると言える。
- ④不規則な形状であるため，せん断耐力やせん断力 - せん断変位関係が定量的に示されていない。
- ⑤コンクリート面を打撃することから微細なひび割れを誘発する可能性がある。

このようなことから，著者らはこれらの課題を改善するため，チップングによる目荒らしに代わる接合技術の開発に着手した。著者が提案する工法は，電動ピックを用いて既存躯体面に凹形状を形成させるのではなく，湿式コアドリルを用いて円柱状の凹部を設ける接合方法（以下，円柱状シアキーと称する）である。Photo 1-5 に実際の施工における円柱状シアキーの施工状況を示す。なお，同写真は，円柱状シアキーを増し打ち壁の接合面に適用した例である。湿式コアドリルに専用のダイヤモンドコアビットを装着し，穿孔することで接合面に円柱状の形状を形成することができる。また，コアドリルを用いることで，凹部の形状が施工者の技量によらず均等化され，さらに前述したような振動，騒音及び粉塵や微細なひび割れの発生にお

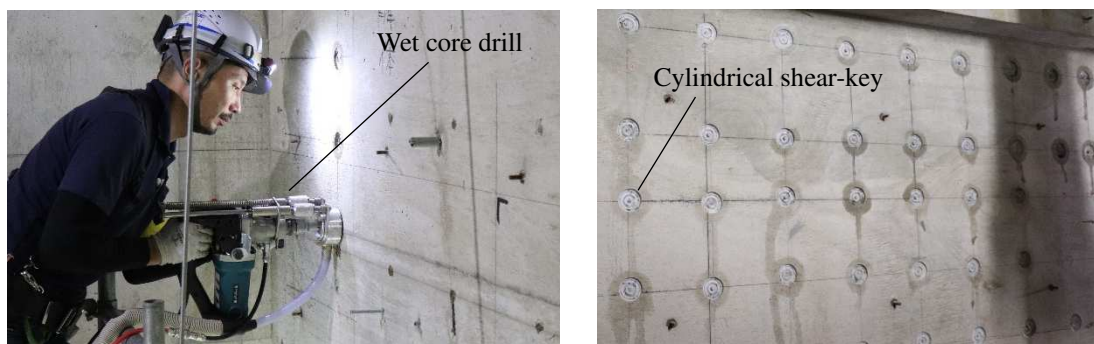


Photo 1-5 Construction status of cylindrical shear-key in actual construction



Photo 1-6 Cylindrical shear-key of specimen

Table 1-2 Characteristics of cylindrical shear-key and chipping

		Cylindrical shear-key	Chipping
施工 Construction	施工品質 Construction quality	施工者によらず一定の形状を施工できる。 The builder can make a certain shape	施工者により形状が異なる。 The shape varies depending on the builder.
	施工管理 Construction management	管理は施工後の個数となる。 Management will be the number after construction.	管理はチッピングした目荒らしの面積となる。 Management is the chipping area.
	施工条件 Construction conditions	狭小部やあと施工アンカーが密に配置されている接合面では施工が難しい。 Construction is difficult at narrow areas and joint surface where post-installed anchors are densely arranged.	狭小部やあと施工アンカーが密に配置されている接合面でも施工が可能である。 Construction is possible even in narrow areas and joint surface where post-installed anchors are densely arranged.
	施工者 Builder	振動工具ではない湿式コアドリルを用いるため、施工者への負担が小さい。 Since a wet core drill that is not a vibrating tool is used, the physical burden on the builder is small.	振動工具である電動ピックを用いるため、施工者への負担が大きい。また、振動工具を扱う作業時間の制約がある。 Since an electric hammer that is a vibrating tool is used, the physical burden on the builder is large. In addition, there are restrictions on the work time for handling the vibrating tool.
構造性能 Structural performance	構造性能 Structural performance	せん断耐力の定量評価が可能である。また、個数で管理できるため、期待するせん断力を満足することができる。 Quantitative evaluation of shear strength is possible. In addition, since the number of pieces can be controlled, the expected shear force can be satisfied.	施工時の面積管理が困難なため、期待するせん断力を発揮できない場合がある。 Since it is difficult to control the area during construction, the expected shear force may not be achieved.
環境 Environment	騒音・振動 Noise・Vibration	湿式コアドリルで施工するため、躯体に打撃による振動を与えない。固体伝搬音を抑えることができる。 Since it is constructed with a wet a core drill, it does not give vibration to the frame due to impact. The structure borne sound can be suppressed.	電動ピックにより躯体に打撃を与えるため、振動・騒音が大きい。 Since the electric hammer hits the frame, vibration and noise are large.
	粉塵 Dust	粉塵はほとんど生じない。 Almost no dust is generated.	砕りガラの散乱や粉塵は非常に大きい。 Scattering concrete and dust are very large.

いてもチッピングと比較して大きく低減できる。特に耐震補強において、目荒らしを行う壁面の厚さが 120mm 程度と薄い場合は、チッピングにより微細なひび割れを誘発する可能性がある。

この円柱形状の凹部にグラウトまたはコンクリートが充填されることで接合部にせん断力が作用する際に、シアキーとして抵抗することが期待される。この円柱状シアキーの施工方法については、付録 1 に記している。Photo 1-6 に試験体の円柱状シアキーを示す。なお、本研究の試験体では、コンクリートコアを抜くためのダイヤモンドコアビットを湿式コアドリルに装着して切削し、残置しているコンクリートはコンクリートタガネで用いて除去している。

円柱状シアキーを適用した間接接合部の例を Photo 1-7 に示す。まず、チッピングの代わり

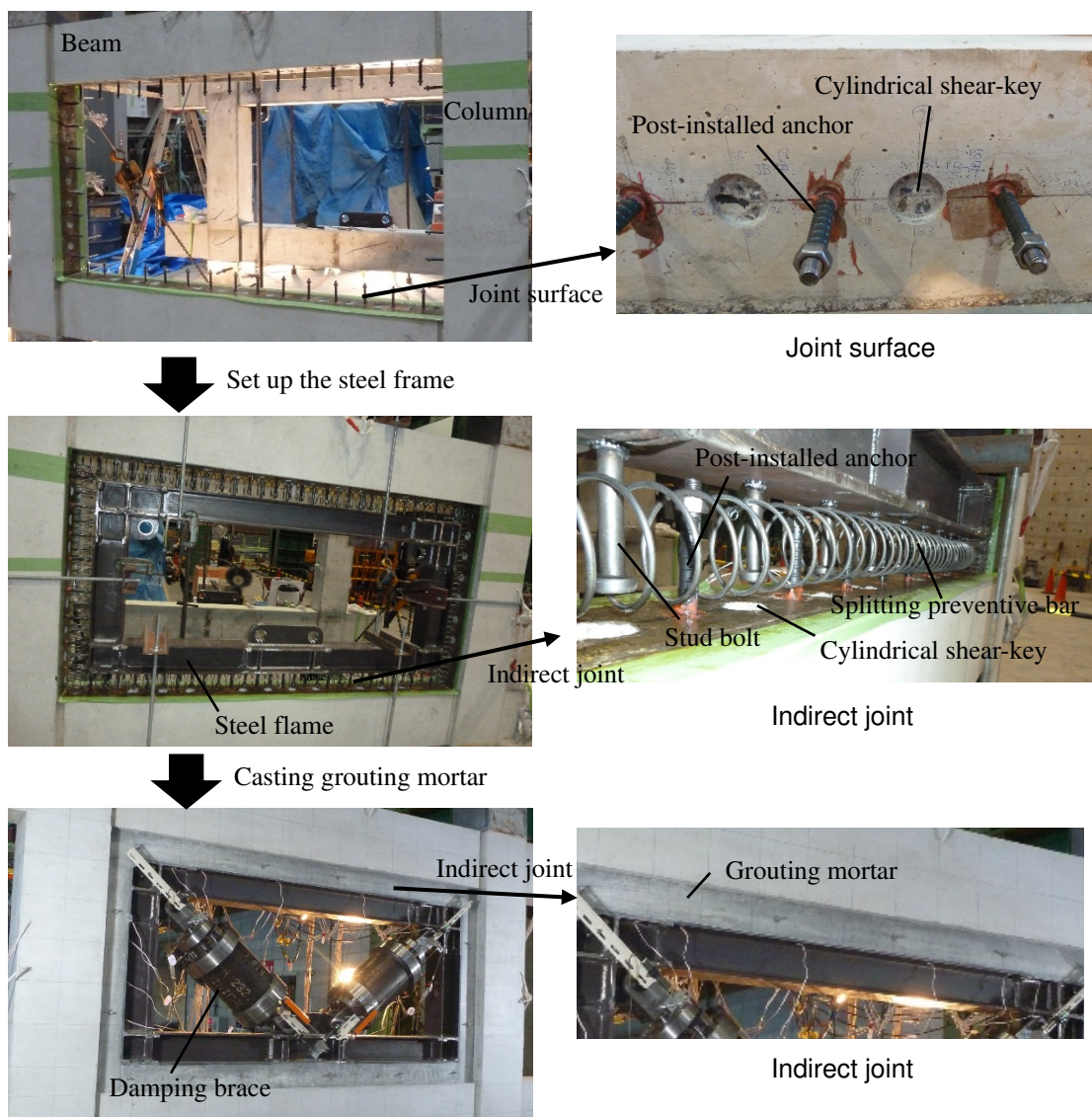


Photo 1-7 Indirect joint of internal seismic retrofitting

に柱及び梁の接合面に円柱状シアキーを施工し、続いてあと施工アンカーを打設する。その後スタッドボルトを予め溶接した鉄骨枠を取り付け、鉄骨枠と柱・梁の接合面の間に割裂防止筋を配置した上で、グラウトを圧入する。これらの手順で施工を行うことで、補強部材と既存躯体を接合する。このチップングに代わる新しい目荒らし工法である、円柱状シアキーを適用した接合面の力学挙動を研究し、せん断耐力式及びせん断力-せん断変位関係の評価式を構築する。

実際の設計や施工では、円柱状シアキーとチップングの特徴を活かし、条件により適宜使い分けることが望ましい。円柱状シアキーとチップングの特徴を Table 1-2 に示す。施工において、接合面の幅が狭い場合やあと施工アンカーが密に配置されている場合は、円柱状シアキーの配置に制限を受けるため、施工できないことがある。このような際は、チップングを用いる

ことが望ましい。また、仕上げモルタルの除去し、接合面全域に凹凸が生じ、チップングと同等の効果が期待できる場合は、円柱状シアキーによる効果が小さいと考えられる。

あと施工アンカーと円柱状シアキーの力学挙動は大きく異なると考えられるため、両者を併用した場合（以下、併用時と称する）の実験結果を、各々の単独で用いた時（以下、単独時と称する）のせん断力-せん断変位関係の評価式で算定された値を単に累加したものが、評価可能か検証する必要がある。そこで本論文では、まずあと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合のせん断実験を行い、あと施工アンカーと円柱状シアキーそれぞれの単独時の評価式を単純に累加した評価式（修正前モデル）と実験結果を比較する。その後、実験結果から接合面の軸応力による応力状態及び力学挙動を推定し、これらの影響を反映した併用時の評価式（修正モデル）を構築する。

(3) チップング

著者はチップングによる目荒らしの不規則な形状や力学挙動について基礎的な研究から始めるため、チップングの面積や不規則な形状を詳細に計測・分析を行った。チップングを施した面積（以下、目荒らし面積と称する）は、視覚的に判断することも困難であるため、撮影した写真を画像解析して算出した。また、不規則な形状は、高感度スポットレーザ変位計及びリニアエンコーダーを用いて、せん断載荷方向 x 、へりあき方向 y 及び深さ方向 z の形状座標を同時に測定可能な、形状計測装置を開発し、計測した。この計測した 3 次元座標から、チップングの傾斜角、深さ及び垂直投影面積の傾向を把握し、これらの計測結果から、コンクリートひび割れ面における微小凹凸面の傾斜角による接触密度関数を導出した研究や、凹凸の接触面高さを評価した研究例を応用し、それぞれを定量的に評価する。そして、チップングを適用した接合面のせん断実験を行い、目荒らし面積や形状がせん断耐力や力学挙動に与える影響を検証する。以上より、チップングのせん断耐力を定量的に評価し、せん断耐力式を構築する。これに加え、円柱状シアキーを適用した接合面の研究と同様に、チップング単独時の接合面のせん断力-せん断変位関係の評価式を構築し、そしてあと施工アンカーとチップングを併用した接合面においても同様に評価式を構築する。

1.4 本論文の目的

これまで述べてきたように、耐震補強の接合部は、一般的にあと施工アンカーとチップングによる目荒らしが用いられている。しかしながら、チップングは施工者の技量により深さや形状が異なることから、チップング施工時の面積や形状の管理は非常に困難であり、施工する現場では、騒音、振動及び粉塵の発生が伴うことが多い。また、チップングの構造性能については、未解明なことが多く、せん断耐力やせん断力 - せん断変位関係が定量的に示されていない。

チップングにはこれらの課題が列挙されるが、既存建物と補強部材の一体化が肝要であるため、あと施工アンカーのダウエル抵抗のみでなく、チップングによるせん断抵抗は重要な接合要素である。更に、一般的に用いられるあと施工アンカーで決定する接合面のせん断耐力式にはチップングに対する諸元が無いため、設計にはチップングの重要さが認識されにくい。また、各基・規準でチップングの面積や深さ等の一律的な見解は見られないが、設計値を満足するためには、あと施工アンカーのダウエル抵抗によるせん断力のみでなく、チップングによるせん断力を期待する必要がある。

このような現状を踏まえると、施工環境に配慮し、一律な形状を形成できること、更に施工後の管理が容易であり、構造性能が定量評価可能な円柱状シアキーの開発は、有意義であると考えられる。また、あと施工アンカーが負担するせん断力とチップングや円柱状シアキーが負担するせん断力を区別して評価することで、設計が明確化される。構造規定としてチップングによる目荒らし面積を定めるとしても、緻密に形状を計測し、耐力式を導出することが必要であると考えられる。

本論文では、チップングによる目荒らしに代わる円柱状シアキーの開発に着手し、そしてあと施工アンカー、円柱状シアキー及びチップングを単独で用いた場合のせん断実験を行い、その結果から各々のせん断力 - せん断変位関係の評価式を構築する。また、チップングにおいては形状や面積が構造性能に及ぼす影響が大きいと考えられることから、画像解析や高感度スポットレーザ変位計で詳細に形状を測定し、この計測結果とせん断実験結果の相関関係を検証する。続いて、あと施工アンカーと円柱状シアキー及びあと施工アンカーとチップングを併用した場合のせん断力 - せん断変位関係の評価式を構築することを目的とする。そして最後に、構築した円柱状シアキーとチップングのせん断耐力式及びせん断力 - せん断変位関係の評価式を比較し、施工や設計条件に応じて柔軟に目荒らしの施工が対応できるように、期待する構造性能を確保し、チップングから円柱状シアキーへせん断力を置換できる方法を提案する。

本論文の対象は耐震補強の接合部であるが、目荒らしやあと施工アンカーは建築・土木分野においてコンクリート同士の接合要素として多く用いられている。特に色々な目荒らしの工法が、新築・耐震補強によらず、コンクリートの打ち継ぎに用いられている。しかしながら、目荒らしの研究は少ない上に、これら全ての目荒らしの工法が耐力や形状を定量的に評価し、適用しているとは限らない。更に、適切に目荒らしを用いることで、地震時に大きな安全率を有した設計が可能となる。

チッピングによる目荒らしは、施工時の騒音・振動・粉塵の問題が生じやすく、建物を使いながらの補強が困難な場合がある。更に、振動工具を用いることから、作業には大きな負担が生じる。これらに対応した円柱状シアキーを用いることで、耐震改修及び建築ストックの有効活用の促進や、作業者の負担の軽減が期待される。また、円柱状シアキーを用いた接合面は、耐力や力学挙動が定量化されることで、設計が明確化される共に、簡略化される長所がある。

以上のことより、本研究は①チッピング及び円柱状シアキーによる目荒らしの適切な評価による設計の明確化及び簡略化、②円柱状シアキーによる接合部の品質管理の向上及び作業者の負担軽減、③耐震改修及び建築ストックの有効活用の促進、④曖昧なチッピングによる目荒らしの基準を明確化するための基礎的資料になると考えている。

本論文により設計に必要な目荒らしや円柱状シアキーを適切に導けることは、現場での過剰な目荒らしによる作業労力や、過小な目荒らしによる耐力不足を避けることができる。そして、構造設計者は目荒らし工事として面積等を設計図書に明記することが可能となり、更にどの程度の安全率を有しているかを把握できる。これらは、設計者、管理者及び監理者のみならず、施工者、発注者に対して、目荒らしの必要性や設計の妥当性を説明するために重要なことである。

1.5 用語の定義

本論文で扱う用語とその意味を下記に示す。

1) 円柱状シアキー

湿式コアドリルで穿孔する円柱形状のシアキーを称する。

2) 幅高比 (R/t)

円柱状シキーの直径 R を高さ t で除した値を示す。

3) 既存部

耐震補強の既存躯体を想定したコンクリートを言う。

4) 補強部

間接接合部を模擬し、新たに設けたグラウトを言う。

5) 接合面

既存部と補強部を接合する界面を指す。

6) あと施工アンカー

金属系アンカーと接着系アンカーに大別できる。本論文では接着系あと施工アンカーを用いる。

7) アンカー筋

あと施工アンカーに用いる異形鉄筋を言う。

8) 目荒らし

ウォータージェット工法，ビシャン工法，チップング工法等がある。本論文で扱う目荒らしは，チップング工法である。

9) チップング

電動ピックにより不規則な凹凸の形状を施工する目荒らしを言う。

10) 目荒らし面積比

接合面の面積に対する目荒らし面積の比を言う。

11) 支圧破壊

既存部のコンクリートが円柱状シアキーによる支圧力で圧壊する破壊を言う。

12) シアオフ破壊

円柱状シアキーの凸側の底部が水平に破断する破壊を言う。

13) せん断変位

接合面における補強部と既存部の水平方向の相対変位をせん断変位とする。

14) せん断力 - せん断変位関係の評価式

せん断力によりせん断変位の関係が算定できる評価式を言う。正負交番繰り返し载荷の場合は，包絡線が算定できる式を言う。なお，本論文の「せん断力 - せん断変位関係の構築」とは，「せん断力 - せん断変位関係の評価式の構築」と同義であり，評価式まで含めた関係を構築することを意味する。

第 2 章

あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した 接合面の力学的性質

要旨 あと施工アンカーを用いた接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価式

第2章 あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面の力学的性質では、あと施工アンカーのせん断抵抗性能について基礎的な検討を行うため、単調載荷実験の結果から弾性支承梁の理論を応用して、反力係数の設定方法を定め、既存部と補強部の非線形挙動の相違を考慮した、せん断力 - せん断変位関係の評価式を構築することを目的としている。そこで、第2章の要旨では、提案するあと施工アンカーのせん断力 δQ_a - せん断変位 δ_H 関係の評価式の構成について記載する。

あと施工アンカーが負担するせん断力 δQ_a は、次式に示すようにあと施工アンカー1本が負担するせん断力 αq_a に接合面に配置されたあと施工アンカーの本数 n_a 及び正負交番繰り返し載荷による低減係数 $c_y K_a (=0.8)$ を乗じて算定される。

$$\delta Q_a = c_y K_a \cdot n_a \cdot \alpha q_a \quad (2-G1)$$

本文 Fig.2-12 に示すように、正負交番繰り返し載荷による αq_a が、単調載荷の0.7~0.8倍程度を推移していることや、本文 2.5.4 項で述べた既往の実験結果^{2-G1}から、 $c_y K_a$ は0.8とした。

本文 Fig.2-5 より、本実験による先付け鉄筋とあと施工アンカーの力学的挙動に顕著な違いが見られないことから、既存部側と補強部側で十分な定着が確保されていること、並びに接合面では反対方向にせん断力が等しいことを条件に、 αq_a は次式となる。

$$\delta q_a = c \delta_H \cdot 2_c \beta^3 \cdot E_s \cdot I_s = G \delta_H \cdot 2_G \beta^3 \cdot E_s \cdot I_s \quad (2-G2)$$

ここに、 $c \delta_H$ は既存部側のせん断変位、 $G \delta_H$ は補強部側のせん断変位、 E_s はアンカー筋のヤング係数、 I_s はアンカー筋の断面二次モーメントであり、 $c \beta$ 及び $G \beta$ は次式となる。

$$i \beta = \sqrt[4]{\frac{i k_c \cdot d_a}{4 E_s \cdot I_s}} \quad (2-G3)$$

ここに下付きの i は既存部側と補強部側を示し、 $i=C$ 既存部側、 $i=G$ 補強部側である。また、 k_c は反力係数、 d_a はアンカー筋の径である。

反力係数は水平方向地盤反力係数の算定式^{2-G2}を応用して、中野・松崎^{2-G3}はプレキャスト接合部の接合筋を対象に、コンクリートの材料特性を用いて提案している。この中野・松崎らが提案するせん断力 - せん断変位関係では、せん断変位1mm程度以下で接合筋が全塑性曲げモーメントに達し、その後一定荷重となるが、本論文では一般的に設計で用いられるせん断変位2mmまでフィッティングさせること、反力係数が一つの式で表現できること、更に既存部と補強部の材料特性を用いて算定できることに配慮して、反力係数 k_c を次式のように導出した。

$$i k_c = \alpha \frac{(E_i \cdot i \sigma_B)^n}{(E_s \cdot i \delta_H)^m} \quad (2-G4)$$

ここに、 E_i は既存部もしくは補強部のヤング係数、 $i \sigma_B$ は既存部もしくは補強部の圧縮強度、 m 及び n は係数($m=3/4$, $n=0.343$)、 α は接合面のせん断変位に依存する関数であり、次式で与えられる。

第2章 あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面の力学的性質 要旨

$$\alpha = B \cdot \delta_H^C \quad (2-G5)$$

ここに B 及び C は係数 ($B=23595$, $C=-0.350$) である。

接合面におけるせん断変位 δ_H は、 $c\delta_H$ と $g\delta_H$ の合計であることから、 δ_H は式(2-G6)で算定され、 $c\delta_H$ と $g\delta_H$ の比は、式(2-G2)に式(2-G3) 及び式(2-G4)を代入することで式(2-G7)のように、既存部と補強部の材料特性のみで表すことができる。なお、 $c\delta_H$ と $g\delta_H$ の値は、加力の方向の変位を正とする。

$$\delta_H = c\delta_H + g\delta_H \quad (2-G6)$$

$$\frac{c\delta_H}{g\delta_H} = \left(\frac{E_G \cdot g\sigma_B}{E_C \cdot c\sigma_B} \right)^{\frac{3n}{4-3m}} \quad (2-G7)$$

以上より、第2章では弾性支承梁の理論を応用して、反力係数の設定方法を定め、既存部と補強部の非線形挙動の相違を考慮した、せん断力 - せん断変位関係の評価式を構築した。また、本要旨ではあと施工アンカーのせん断力 Q_d - せん断変位 δ_H 関係の評価式の構成の構成について述べた。

2.1 はじめに

本章では、あと施工アンカーのせん断抵抗性能について基礎的な検討を行う。また、本研究で対象とするあと施工アンカーは、接着系あと施工アンカーであり、使用した接着剤は注入方式カートリッジ型の2液混合型のエポキシ樹脂系接着剤（有機系接着剤）である。以下、本論文においてこの接着系あと施工アンカーを単にあと施工アンカーと略記する。

基本となるせん断力 - せん断変位関係の評価式を構築するため、単調荷重実験を行った後、荷重方法の違いによる力学挙動を把握することから、正負交番繰り返し実験を実施した。

まず、単調荷重実験の結果から、弾性支承梁の理論を応用して、反力係数の設定方法を定め、既存部と補強部の非線形挙動の相違を考慮した、せん断力 - せん断変位関係の評価式を構築する。続いて、正負交番繰り返し荷重実験を行い、単調荷重との力学挙動の相違を把握し、前述の基本となる単調荷重時の評価式に、正負交番繰り返し荷重による力学的性質を反映する。そして、この評価式で算定される計算値の実験値への適合性について検証する。

2.2 実験パラメータ及び試験体諸元

2.2.1 実験パラメータ

試験体一覧及び材料試験結果を Table 2-1 に示し、あと施工アンカーのみを配置した試験体を A シリーズと称す。変動因子は同表に示すように、載荷方法、アンカー筋の定着方法、アンカー筋の径 d_a 及びコンクリートの圧縮強度 $c\sigma_B$ とした。まず、あと施工アンカーの基礎的な力学挙動を把握することから、載荷方法は単調載荷を基本とした。続いて、載荷方法の違いによる、荷重-変位曲線を比較するため、正負交番繰り返しによる載荷を実施した。アンカー筋の定着方法は、十分な定着を有した先付鉄筋とあと施工アンカーの2種類とした。また、ここでは先付鉄筋及びあと施工アンカーに使用した異形鉄筋をアンカー筋と呼ぶ。アンカー筋の径は、耐震補強で多く用いられる D13, D16, D19 の3種類とし、鋼種は SD345 とした。 $c\sigma_B$ においては、耐震補強を要する建物の $c\sigma_B$ が一般的に 13.5~30N/mm² 程度であるため、概ねこの範囲で3水準を目標として打設した。また、コンクリートの配合を付録3に示す。

耐震補強の内付け補強工法の接合部にシアキー（この研究²⁻¹⁾では鋼製シアキーを使っている）が用いられた既往の実験の結果、接合面のせん断変形が 1mm 以降で平均圧縮応力度 σ_0 （軸方向力を接合面の面積で除した値）が概ね 0.4N/mm² であるとの結果が得られている²⁻¹⁾ことより、本実験の σ_0 は 0.48N/mm² とした。なお、この接合面の σ_0 は地震時に鉄骨ブレースや制震ブレース

Table 2-1 Test parameters and material test results (Series A)

Series	No.	Loading method	σ_0 (N/mm ²)	Existing concrete		Grouting mortar		Anchor Bolt			
				$c\sigma_B$ (N/mm ²)	E_C (kN/mm ²)	$G\sigma_B$ (N/mm ²)	E_G (kN/mm ²)	Fixing method	d_a	σ_y (N/mm ²)	E_S (N/mm ²)
A	A13-PreLL	Monotonic loading	0.48	14.5	22.1	57.3	25.8	Cast-in anchor	D13	391	184
	A16-PreLL								D16	388	180
	A19-PreLL								D19	378	181
	A13-LL								D13	378	184
	A13-LM									352	181
	A13-LH									352	181
	A16-LL			D16	379	181					
	A16-LM				381	189					
	A16-LH				369	196					
	A19-LL			D19	378	181					
	A19-LM				380	194					
	A19-LH				380	194					
	A16-LM-cy	Cyclic loading	0.48	21.7	21.8	57.3	25.8	Post-installed adhesive anchor	D16	369	196
	A19-LM-cy								D19	380	194

$c\sigma_B$: Concrete compressive strength, E_C : Concrete elastic modulus, $G\sigma_B$: Grouting mortar compressive strength, E_G : Grouting mortar elastic modulus, σ_y : Anchor bolt yield strength, E_S : Anchor bolt elastic modulus, d_a : Diameter of anchor bolt

Explanatory notes of specimen No. : A 16 Pre - L L - cy
 Post-installed anchor Diameter of anchor bolt σ_0 $c\sigma_B$
 Pre: Cast-in anchor cy: Cyclic loading
 σ_0 L: 0.48N/mm², M: 0.95N/mm²
 $c\sigma_B$ L: Low level, M: Middle level, H: High level

等の反力として生じるものや、せん断変位 δ_H の増大と共に既存部と補強部に離間（以下、目開きと称する）が生じ、その目開きを柱や梁の架構が拘束していることで生じた応力であると考えられる。また、外付け補強においても偏心モーメントにより接合面には圧縮応力が作用する。本実験で扱う σ_0 は次式で示すように、軸方向力 N を接合面の面積 A_j で除した値である。

$$\sigma_0 = N/A_j \quad (2-1)$$

2.2.2 試験体諸元

(1) 試験体諸元寸法

Fig.2-1 に載荷方法ごとの試験体の諸元寸法を示す。Fig.2-1 から分かるように、両者共に本論文で用いる試験体は、あと施工アンカーの直接せん断実験とは異なり、補強部を有している。補強部の寸法は、一般的な耐震補強に用いる接合部を模擬していることから、幅及び高さは、両者共に 200mm とした。また、既存部の寸法は既存建物の梁を模擬しているため、幅は 400mm とした。長さについては、へりあき方向での破壊を避けるため、あと施工アンカーのピッチ以上を確保し、高さに関しては、あと施工アンカーの有効埋め込み深さから余裕を見込んで 200mm とした。

あと施工アンカーの配置数量は、単調載荷の試験体で 4 本、正負交番繰り返し載荷の試験体で 2 本とした。また、あと施工アンカーのピッチは、 d_a の 7.5 倍以上²⁻²⁾とされていることから、D13、D16、D19 のそれぞれの最小ピッチは、97.5mm、120mm、142.5mm である。そのため、あと施工アンカーのピッチは、径に関わらず 150mm とした。ゲージについては一般的に d_a の 5.5 倍以上²⁻²⁾であるが、補強部内にあと施工アンカーが収まるように、全ての試験体において 85mm とした。

(2) 試験体製作方法

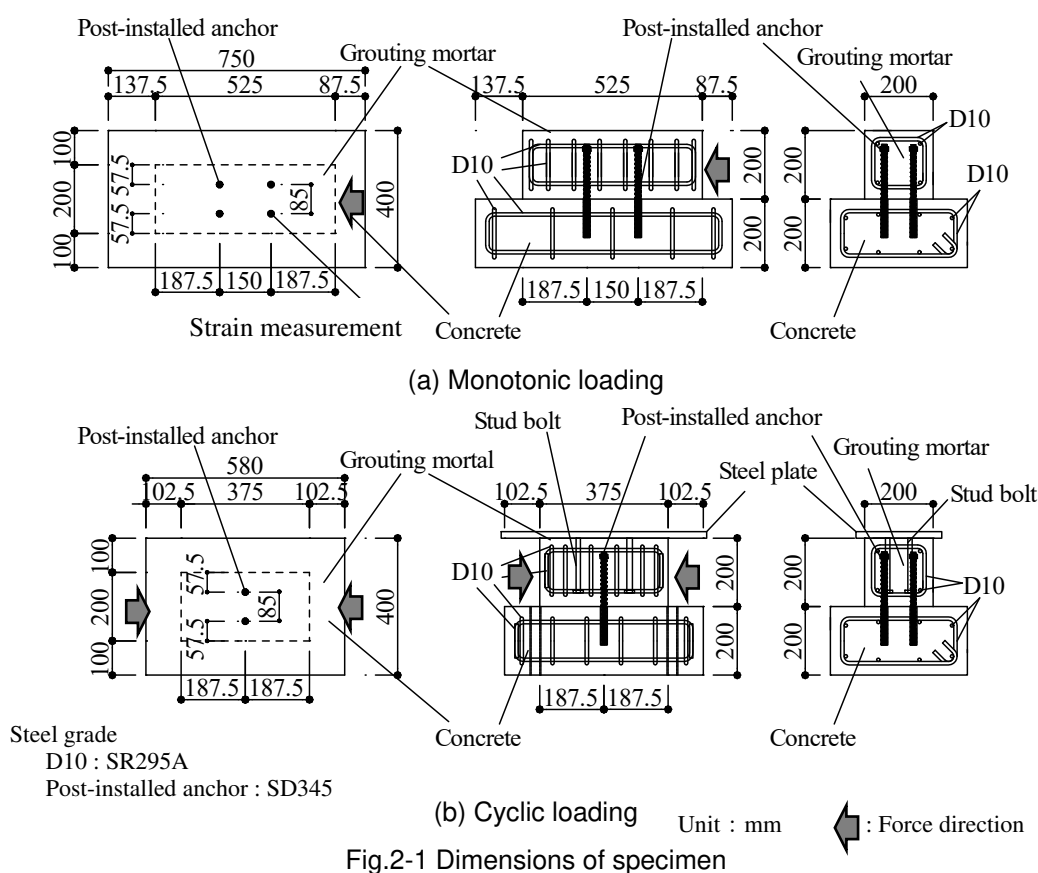
はじめに、先付鉄筋を用いた試験体 A13-PreLL、A16-PreLL、A19-PreLL においては、既存部の型枠を平置きとして Fig.2-2(a)に示す先付鉄筋をあらかじめ配置して配筋を行い、あと施工アンカーを用いた試験体においては、既存部側の型枠を垂直に立てて配筋を行った後に、コンクリートを打設した。Fig.2-2 に先付鉄筋とあと施工アンカーの詳細を示し、Photo 2-1 にあと施工アンカーの施工状況を示す。試験体製作時の既存部側の接合面は、先付鉄筋を用いた試験体においては金鋸仕上げとし、あと施工アンカーを用いた試験体においては型枠に表面加工コンクリート型枠用合板の脱型面とした。

続いて既存部側の接合面にあと施工アンカーを施工した Fig.2-2(b)より、あと施工アンカーの有効埋め込み深さ L_e は、 d_a の 7 倍 ($7d_a$) とした。また、あと施工アンカーの施工は、湿式コアドリルで穿孔した後、平先寸切り形状のアンカー筋を注入方式カートリッジ型のエポキシ系接着剤を用いて定着させた。なお、試験体に用いた接着剤の機械的性質は、引張強さ 75.7N/mm²、

第2章 あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面の力学的性質
2.2 実験パラメータ及び試験体諸元

伸び8%, 曲げ強さ 118 N/mm², 曲げ弾性率 3540 N/mm², 圧縮強さ 109 N/mm², 圧縮弾性率 2730 N/mm²であり, 付着強度は既往の文献²⁻³⁾より 21.9N/mm²と報告されている。

最後に既存部のコンクリートと補強部のグラウト表面の間に生じる付着抵抗や摩擦抵抗を極力少なくするために, Photo 2-1 に示すようにすべての試験体の接合面にグリスを塗布した。その後, 接合部を想定した補強部側の型枠を組み, 割裂防止筋を配筋した後, グラウトを打設した。打設したグラウトは, 付録 3 で示す耐震補強で一般的に用いられる無収縮グラウト材のプレミックスタイプであり, 添加する水量は材料指定の範囲内とした。



第2章 あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面の力学的性質
 2.2 実験パラメータ及び試験体諸元

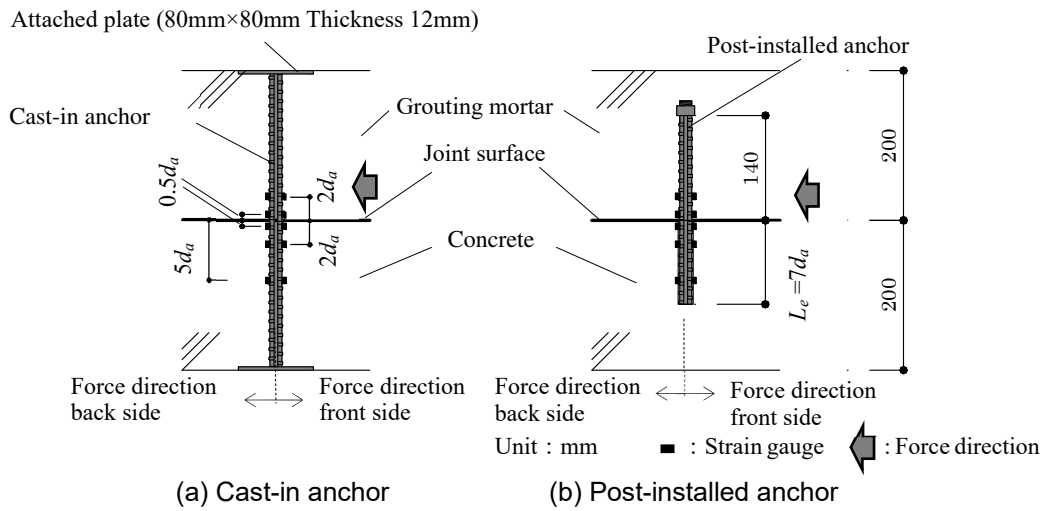


Fig.2-2 Details of cast-in and post-installed anchor

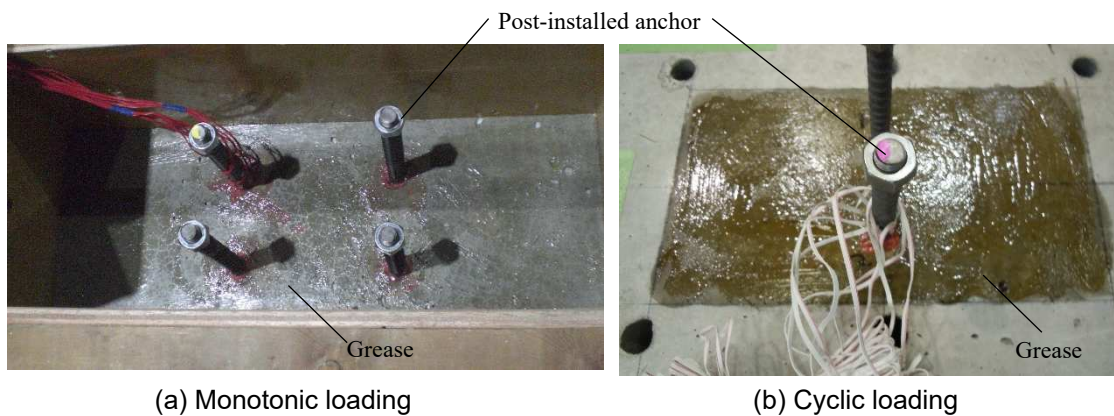


Photo 2-1 Construction situation of post-installed anchor

2.3 実験方法

2.3.1 載荷方法

載荷方法は、単調載荷と正負交番繰り返し載荷とした。それぞれの載荷方法によるせん断加力装置を Fig.2-3 及び Photo 2-2 に示す。

Fig.2-3(a)に示す単調載荷の試験体は、軸方向力を一定の荷重制御とし、水平方向は一方向単調載荷とした。加力装置には、軸方向の荷重の制御用として最大荷重 200kN のアクチュエーターを使用し、水平方向の荷重を制御するために最大荷重 500kN の油圧ジャッキを使用した。同図に示すように、加力装置による摩擦抵抗を極力小さくするため、加圧用厚板鋼板には2方向のローラー支承を用いている。また、軸方向が試験体全体に均等に分布するように、加圧用板厚鋼板と補強部の間にはゴムシートが敷設されている。

Fig.2-3(b)に示す正負交番繰り返し載荷の試験体は、軸力を制御するための最大荷重 500kN の油圧ジャッキを、水平加力を制御するための最大荷重 500kN の油圧ジャッキを正負それぞれに使用した。軸方向は、単調載荷と同様の一定の荷重制御とし、水平方向は強制せん断変位を与える正負交番繰り返し載荷とした。加力サイクルは接合面のせん断変位 $\delta_H = \pm 0.05\text{mm}$, $\pm 0.10\text{mm}$, $\pm 0.15\text{mm}$, $\pm 0.25\text{mm}$ を 1 回, $\delta_H = \pm 0.35\text{mm}$, $\pm 0.50\text{mm}$, $\pm 0.75\text{mm}$, $\pm 1.00\text{mm}$, を 2 回, $\delta_H = \pm 2.00\text{mm}$, $\pm 4.00\text{mm}$, $+6.00\text{mm}$ を 1 回とした。

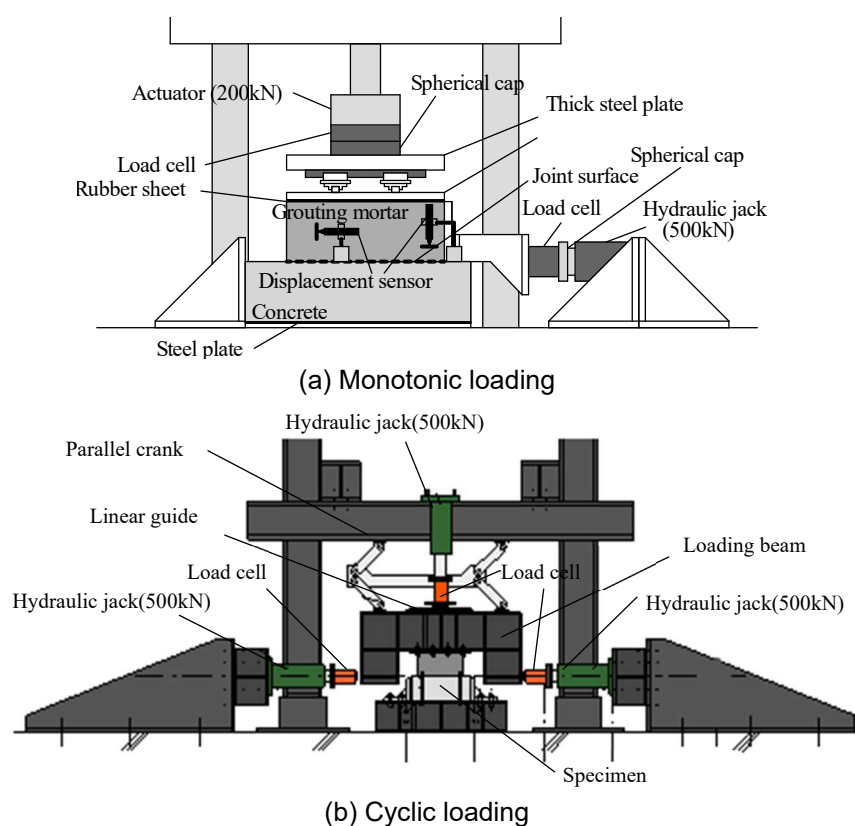


Fig.2-3 Loading equipment of shear loading test



(a) Monotonic loading



(b) Cyclic loading

Photo 2-2 Loading equipment of shear loading test

2.3.2 せん断実験の計測計画

載荷方法毎の計測計画を Fig.2-4 に示す。計測は、接合面のせん断変位 δ_H 及び既存部と補強部の離間距離 δ_V （以下、目開き変位と称する）とした。また、 δ_H 及び δ_V は既存部上に高感度変位計をそれぞれ2箇所ずつ配置し、その計測した値の平均値を採用した。

アンカー筋のひずみは、単調載荷の試験体において計測を行った。ひずみを計測したアンカー筋の位置を Fig.2-1(a)に、Fig.2-2 にひずみの計測位置をそれぞれ併記している。アンカー筋のひずみ計測位置は、接合面から補強部側に $0.5d_a$ 及び $2d_a$ 、既存部側に $0.5d_a$ 、 $2d_a$ 及び $5d_a$ とした。このアンカー筋のひずみから、アンカー筋の弾性曲げモーメントと弾性軸力が算定できるように、ひずみの計測は加力方向手前側と奥側とした。そして、その算定結果から、補強部と既存部のそれぞれのアンカー筋の挙動を把握する。

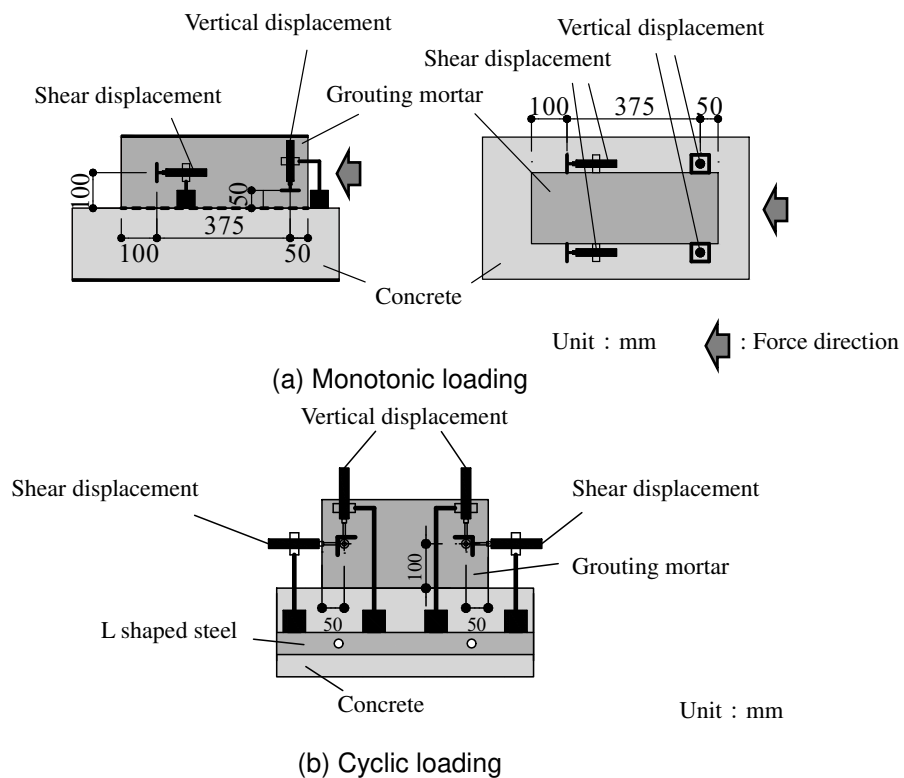


Fig.2-4 Measurement plan

2.4 実験結果

2.4.1 単調載荷

(1) アンカー筋の定着方法による荷重-せん断変位関係の比較

Fig.2-5 にアンカー筋の定着方法を変動因子とした、先付け鉄筋とあと施工アンカーの水平荷重 δQ_a -せん断変位 δ_H 関係の比較を示す。補強部材と既存部材の一体性を高めるため、外付け補強の接合部の設計では、せん断変形を2mm以下と抑えている²⁴⁾ことから、本論文で提案するせん断力-せん断変位関係の評価式の適用範囲は余裕を見込み $\delta_H \leq 3\text{mm}$ とする。同図に示すように、D13及びD16はほぼ同じ挙動を示した。しかし、D19では $\delta_H=1\text{mm}$ 程度まで履歴曲線に差が生じたが、 $1 \leq \delta_H \leq 3\text{mm}$ の範囲では挙動に顕著な違いが見られず、 δQ_a も同程度の値であった。以上より、本実験においては先付鉄筋とあと施工アンカーの顕著な違いは無いと判断される。

(2) あと施工アンカーの荷重-せん断変位関係

既存部コンクリート強度 $c\sigma_B$ ごとに比較した荷重 δQ_a -せん断変位 δ_H 関係を Fig.2-6 に示す。パラメータ毎に比較すると、アンカー筋の径 d_a が大きい程、 $c\sigma_B$ が大きい程 δQ_a は大きい傾向を示した。また、ダウエル効果により δ_H が増大するに連れ、剛性は徐々に低下しながら、 δQ_a は $\delta_H=3\text{mm}$ まで緩やかに漸増することが観察される。

Photo 2-3 に最終破壊状況の一例を示す。なお、同写真はせん断変位25mm以上押し切った状態である。実験終了後、あと施工アンカーが存在するため、補強部と既存部の分離が困難であることから、接合面の確認はできなかったが、目視できた範囲では補強部の側面にひび割れが生じた。しかしながら Fig.2-6 に示すように、荷重が安定的に漸増していることや $c\sigma_B$ が大きい程 δQ_a は大きい傾向を示していることから、 $\delta_H \leq 3\text{mm}$ の範囲において、このひび割れが力学挙動に与える影響は、小さいと考えられる。

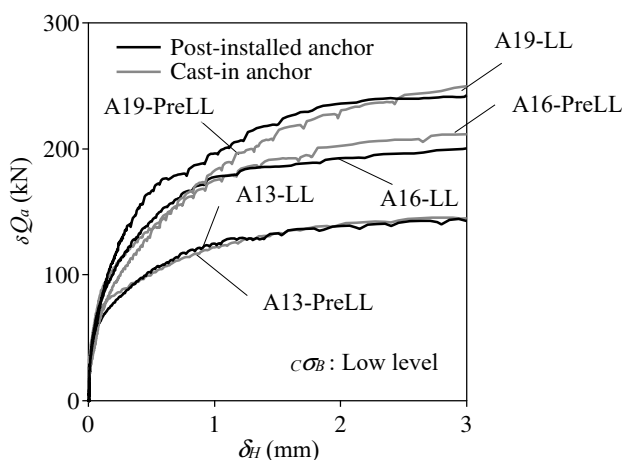


Fig.2-5 Comparison of cast-in and post-installed anchor of load – shear displacement ($\delta Q_a - \delta_H$) relations

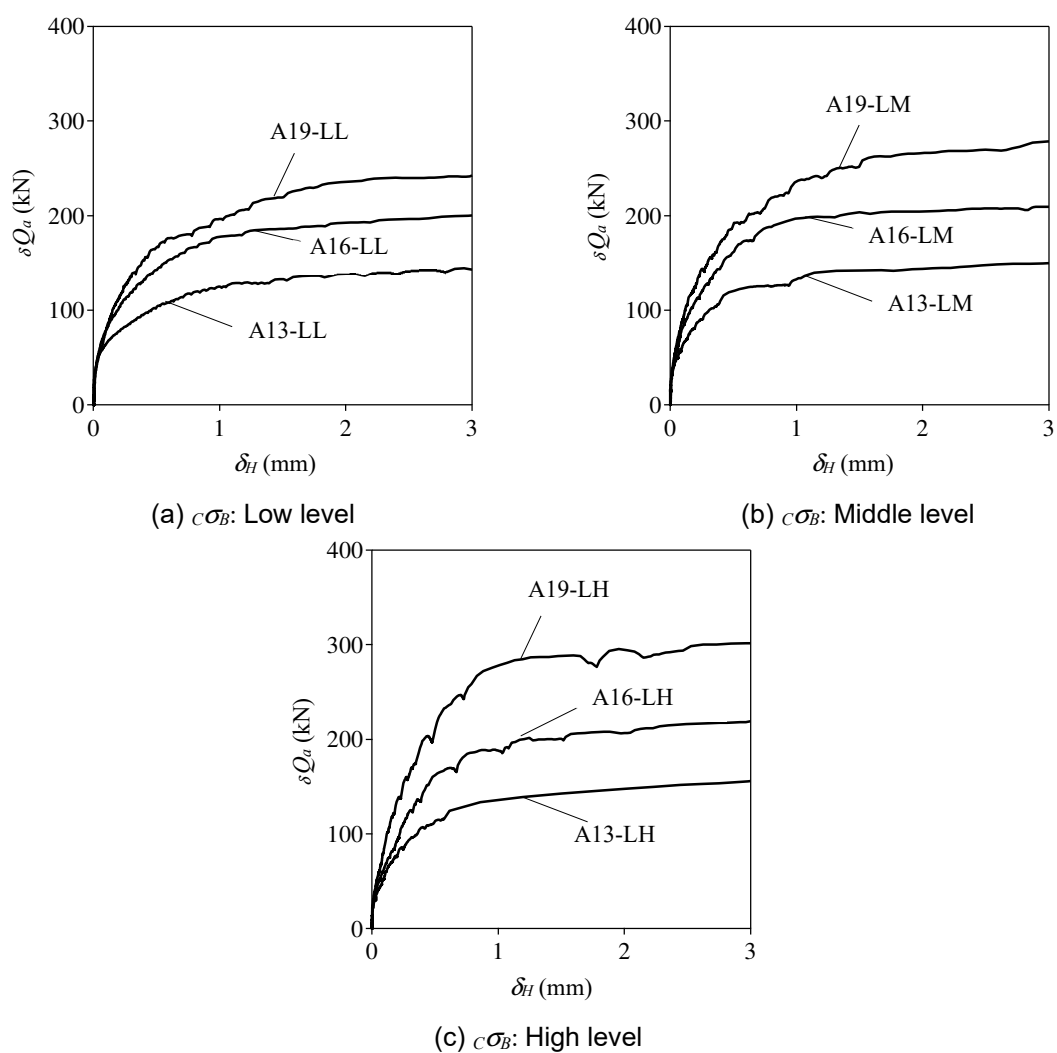


Fig.2-6 Load – displacement ($\delta Q_a - \delta_H$) relations (Monotonic loading)



(a) A13-LL



(b) A16-LL



(c) A19-LL

Photo 2-3 Final fracture status

(3) 曲げモーメント分布

本2.4.1項(3)では実験で得られたあと施工アンカーのアンカー筋のひずみ量から、アンカー筋の力学挙動を把握する。ここで、Fig.2-2に示す加力方向手前側のアンカー筋のひずみ量を ϵ_1 、加力方向奥側のひずみ量を ϵ_2 として検討を進める。

Fig.2-7にアンカー筋のひずみ分布を示し、Fig.2-8に曲げモーメント分布を示す。なお、同図に示す接合面からの高さ l_e は、補強部側を正、既存部側を負としている。曲げモーメント M は、 ϵ_1 、 ϵ_2 からそれぞれの応力 σ_1 、 σ_2 を算出し、次式を用いて求めた値である。

$$M = \frac{(\sigma_1 - \sigma_2)}{2} \cdot \frac{\pi d_a^3}{32} \tag{2-2}$$

この式(2-2)は弾性範囲のみ適用できることから、Fig.2-7及びFig.2-8に示す結果は、アンカー筋のひずみ量が、降伏ひずみ ϵ_y 以下であった $\delta_H=0.20\text{mm}$ の値とし、Fig.2-7及びFig.2-8にそれぞれ ϵ_y と降伏モーメント M_y を併記する。

高瀬ら²⁻⁵⁾は既存部と補強部の圧縮強度やヤング係数により、アンカー筋の挙動が異なりアンカー筋に生じる最大曲げモーメントの位置が異なる可能性を指摘している。既存部側及び補強部側のそれぞれの接合面からの高さ $l_e=0.5d_a$ 、 $-0.5d_a$ 及び $l_e=2d_a$ 、 $-2d_a$ の ϵ_1 、 M をそれぞれ比較してみると、ばらつきはあるものの、概ね既存部側の方が ϵ_1 、 M 共に大きい値を示していることが

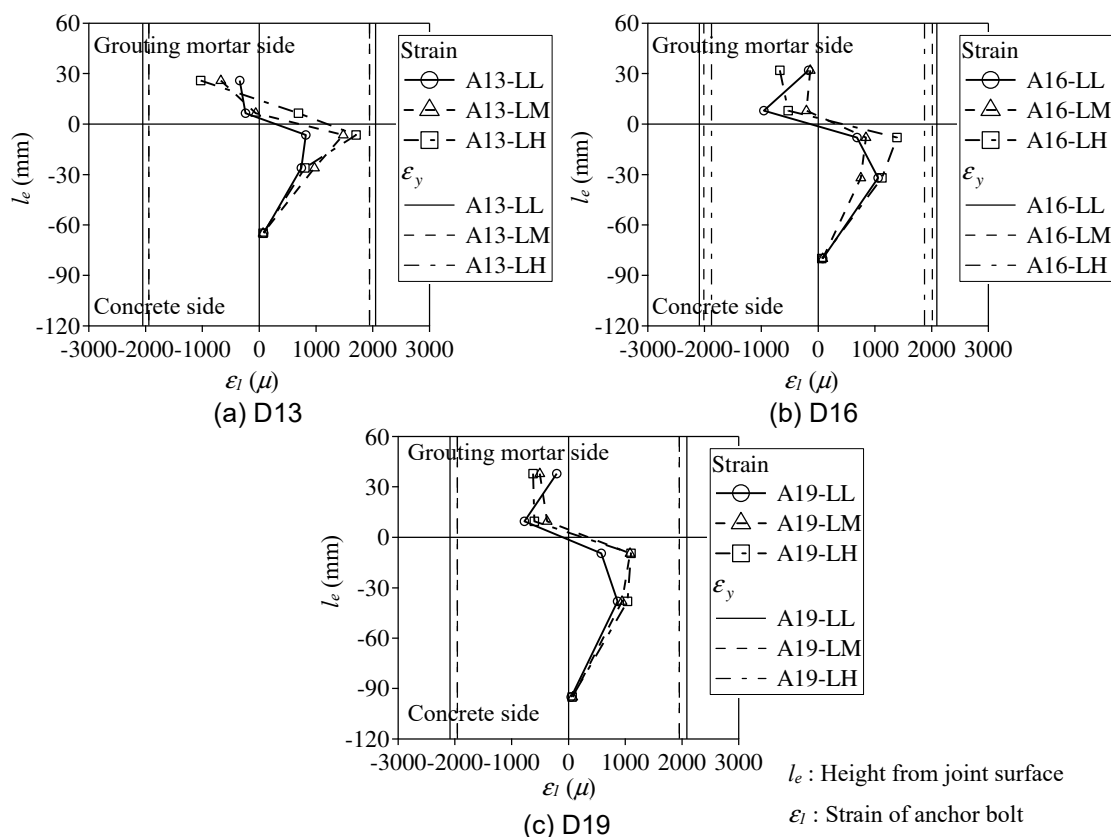


Fig.2-7 Strain distribution

わかる。この傾向から記述した通り既存部と補強部ではアンカー筋が異なる挙動を呈したと推定される。以上よりせん断力 - せん断変位関係の評価式には、既存部と補強部の材料特性をそれぞれ考慮する必要があると判断される。

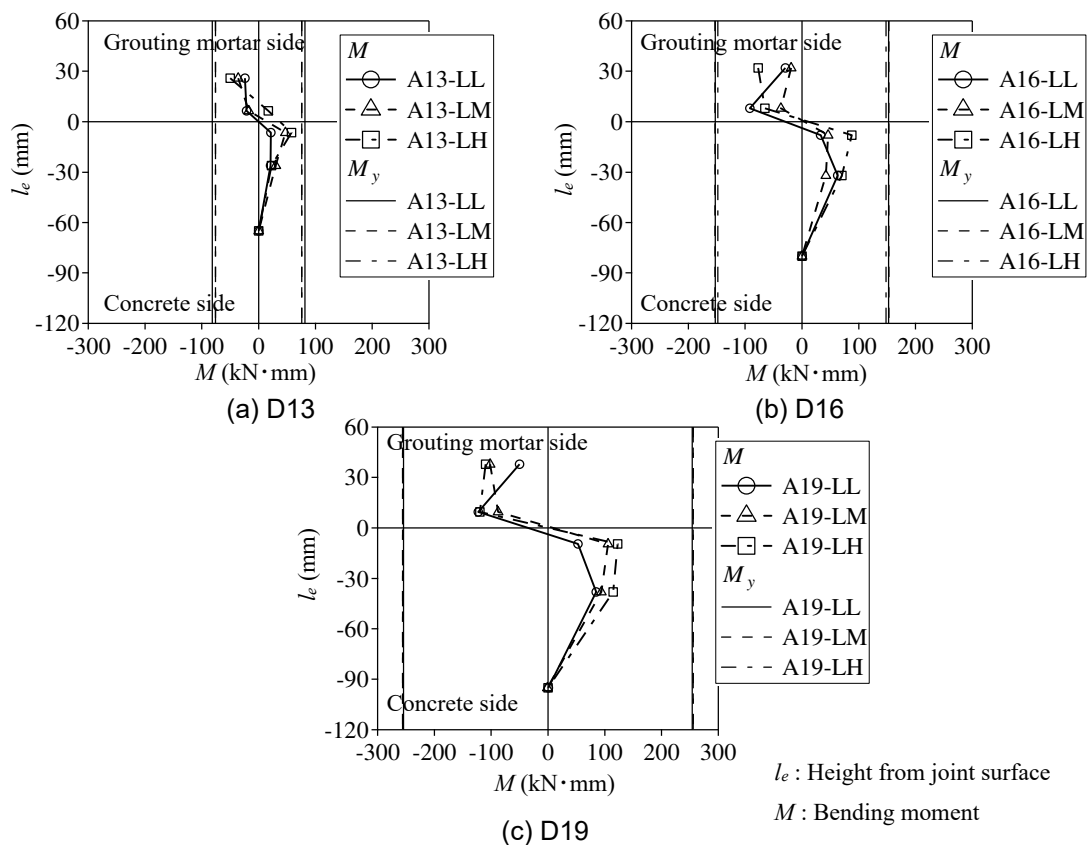


Fig.2-8 Bending moment M distribution

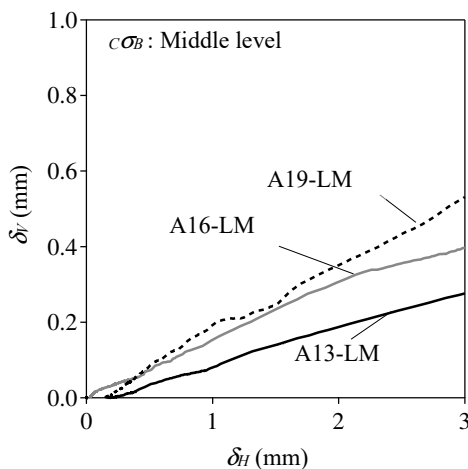


Fig.2-9 Separation distance - shear displacement ($\delta_V - \delta_H$) relations

(4) 目開き変位

Fig.2-9 に $c\sigma_B$ を中水準とした試験体 A13-LM, A16-LM, A19-LM の目開き変位 δ_V - せん断変位 δ_H 関係を示す。また, δ_V の正の値は既存部と補強部が離間する方向の変位である。 δ_V は δ_H の増加に伴い, 徐々に比例的に漸増しており, 本実験において接合面に生じる付着抵抗及び摩擦抵抗は, 実験結果に与える影響が小さいと考えられる。

2.4.2 正負交番繰り返し載荷

(1) 荷重-せん断変位関係

Fig.2-10 に載荷方法を正負交番繰り返し載荷とした時の荷重 δQ_a - せん断変位 δ_H 関係を示す。アンカー筋の径 d_a が大きい程 δQ_a は大きい傾向を呈し, δ_H が増大するに連れ, δQ_a は緩やかに漸増することが観察される。これは, Fig.2-6 の載荷方法を単調載荷とした δQ_a - δ_H と同様の傾向を示している。ここで, 繰り返しの履歴がわかりやすいように, Fig.2-11 に $|\delta_H| \leq 1\text{mm}$ の範囲における荷重 δQ_a - せん断変位 δ_H 関係を示す。同図を見ると, どのサイクルにおいても 2 サイクル目の δQ_a は, 1 サイクル目より小さい値を推移していることがわかる。ここで, $\delta_H = +2\text{mm}$ 時の試験体の状況を Photo 2-4 に示す。中央付近に生じた補強部から既存部に繋がっているひび割れは, あと施工アンカーを配置した位置であり, あと施工アンカーによる既存部と補強部の支圧抵抗から生じたものと推測できる。また, 補強部側上部から生じたひび割れは, スタッドボルトの支圧抵抗によるものと考えられる。ここで改めて, Fig.2-10 を見ると, $\delta_H = 2\text{mm}$ 以降は, 荷重の増大が小さくなり, 概ね一定の値を呈している。これらの傾向を踏まえ, 次 2.4.2 項(2)では単調載荷と正負交番繰り返し載荷による δQ_a を比較する。

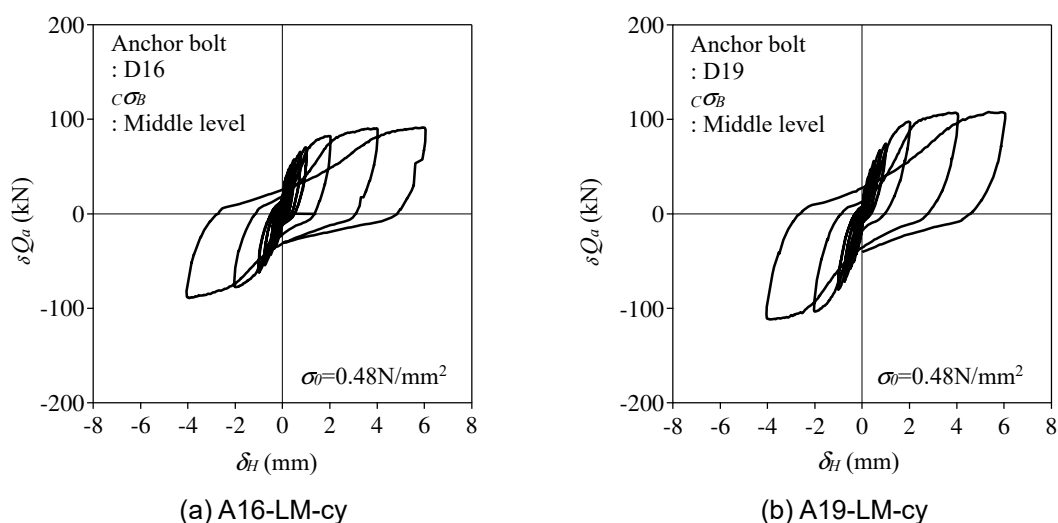


Fig.2-10 Load – displacement ($\delta Q_a - \delta_H$) relations (Cyclic loading)

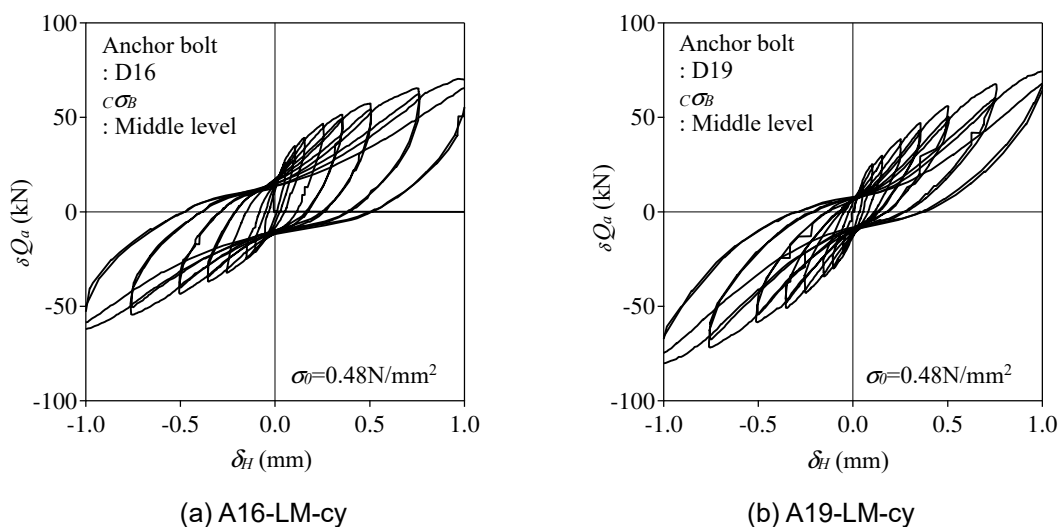
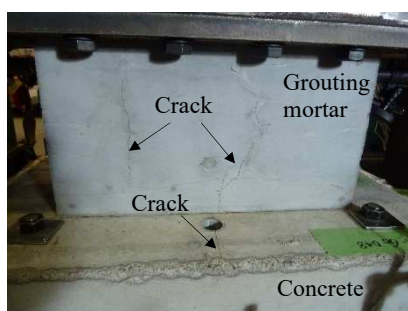
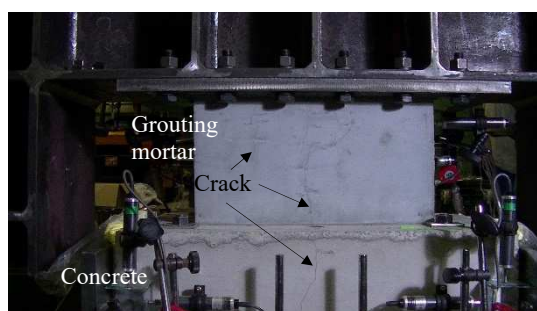


Fig.2-11 Load – displacement ($\delta Q_a - \delta_H$) relations in range of $\delta_H \leq 1\text{mm}$ (Cyclic loading)



(a) A16-LM, A16-LM-cy



(b) A19-LM, A19-LM-cy

Photo 2-4 Specimen status when $\delta_H = 2\text{mm}$

(2) 単調載荷と正負交番繰り返し載荷の荷重-せん断変位関係の比較

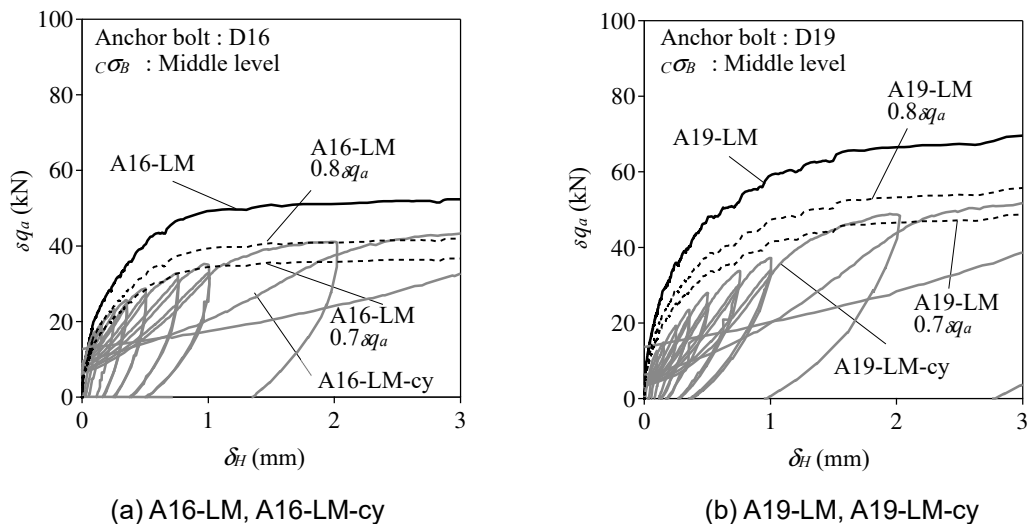
単調載荷とした試験体では、あと施工アンカーを4本配置し、正負交番繰り返し載荷とした試験体では、あと施工アンカーを2本配置している。そこで、載荷方法の違いによる $\delta Q_a - \delta_H$ を比較し易いように、あと施工アンカー1本当たりが負担するせん断力 δq_a を用いて検討する。 δq_a と δQ_a の関係は次式となる。

$$\delta Q_a = n_a \cdot \delta q_a \quad (2-3)$$

ここに、 n_a は接合面に配置されたあと施工アンカーの本数である。

Fig.2-12 にあと施工アンカー1本当たりの荷重 δq_a - せん断変位 δ_H における単調載荷と正負交番繰り返し載荷の比較を示す。正負交番繰り返し載荷の δq_a は、単調載荷より小さい値を推移していることがわかる。そこで、ここでは載荷方法によりどの程度 δq_a が変化するか、概括的に捉えることとする。同図に単調載荷における δq_a を0.8倍及び0.7倍した履歴曲線を併記する。同図

を改めて見ると、正負交番繰り返し载荷による δq_a は、単調载荷の0.7~0.8倍程度を推移していることが見られる。



(a) A16-LM, A16-LM-cy (b) A19-LM, A19-LM-cy
Fig.2-12 Comparison of load per one anchor bolt – displacement ($\delta q_a - \delta_H$) relations of monotonic and cyclic loading

2.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式

2.5.1 ダウエル抵抗を考慮した評価式の基本形

本2.5.1項では、荷重方法を単調荷重とした試験体を用いて、ダウエル抵抗を考慮した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価式の基本形を構成する。

Fig.2-13に接合部のせん断抵抗要素とあと施工アンカーのダウエル効果の概念を示す。中野・松崎は反力係数 k_c によりせん断力 - せん断変位関係の非線形性を表現している²⁻⁶⁾。そこで本論文でも同様に、弾性支承梁の方程式を用いて、本実験結果の非線形性を表現するための k_c を設定する。 k_c は、既存部もしくは補強部において、接合面からの距離 x に関わらず一様であり、アンカー筋に生じる既存部もしくは補強部からの反力は、あと施工アンカーによるせん断力 q_a と釣り合うこととする。また本2.5節に示す式は、既存部側及び補強部側の両者に適用できるものとする。これらよりアンカー筋の単位長さあたりの反力 p_a は次式で表される。

$$p_a(x) = k_c \cdot d_a \cdot y \quad (2-4)$$

ここに y は水平変位であり、微分方程式を使用する都合から、モデル上の水平変位を y （実験では δ_H ）として表記する。

x におけるアンカー筋の曲げモーメント $M(x)$ 、せん断力 $q_a(x)$ は、それぞれ式(2-5)、式(2-6)で求められる。

$$M(x) = -E_s I_s \frac{d^2 y}{dx^2} \quad (2-5)$$

$$q_a(x) = -E_s I_s \left(\frac{d^3 y}{dx^3} \right) \quad (2-6)$$

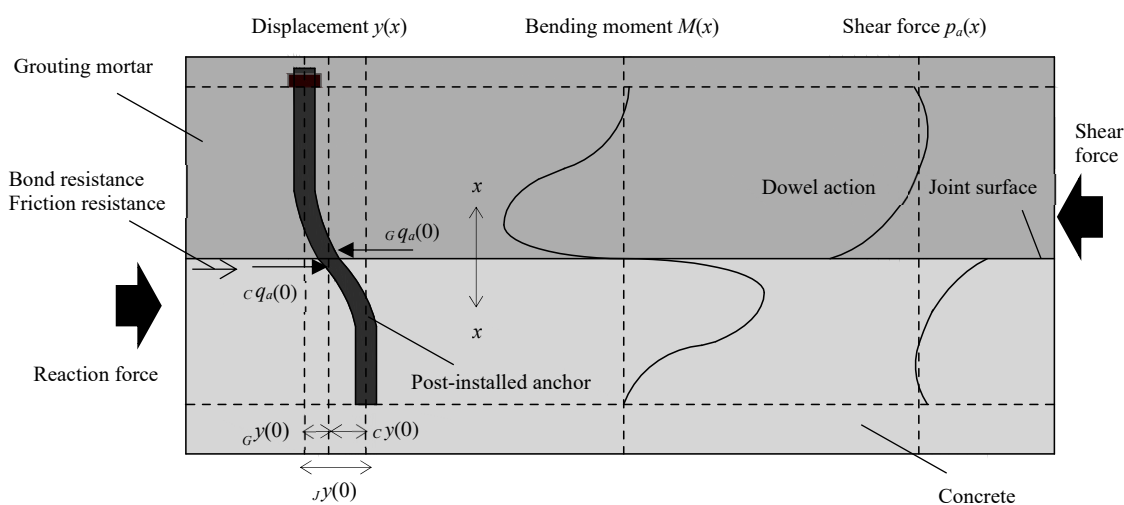


Fig.2-13 Shear resistance elements of joint and concept of dowel action of post-installed anchor

第2章 あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面の力学的性質
2.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式

式(2-4)及び式(2-6)における $q_a(x)$ と $p_a(x)$ の関係から、式(2-7)が求められ、更に一般解は式(2-8)となる。

$$p_a(x)dx - \frac{dq_a(x)}{dx} dx = k_c \cdot d_a \cdot y + E_s I_s \left(\frac{d^4 y}{dx^4} \right) = 0 \quad (2-7)$$

$$y(x) = e^{\beta x} (A_1 \cos \beta x + A_2 \sin \beta x) + e^{-\beta x} (A_3 \cos \beta x + A_4 \sin \beta x) \quad (2-8)$$

ここに E_s はアンカー筋のヤング係数、 I_s はアンカー筋の断面二次モーメント、 A_1, A_2, A_3, A_4 は積分定数、 β は次式である。

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{k_c \cdot d_a}{4E_s \cdot I_s}} \quad (2-9)$$

2.4.1 項(1)において、本実験による先付鉄筋とあと施工アンカーの力学的挙動に顕著な違いが無いと判断した。そのため、既存部側のアンカー筋の定着が十分確保されており、 $x \rightarrow \infty$ で $y(x) = 0$ であるとする。同様に補強部側のアンカー筋の先端にナットを取り付けていることから、補強部側も十分な定着が確保されていると仮定する。更にアンカー筋が一様であるとする $A_1 = 0, A_2 = 0$ となり、 $y(x)$ は次式となる。

$$y(x) = e^{-\beta x} (A_3 \cos \beta x + A_4 \sin \beta x) \quad (2-10)$$

接合面 $x = 0$ におけるアンカー筋の応力は、せん断力のみ作用していると仮定すると、 $A_4 = 0$ 、 A_3 は次式で求められる。

$$A_3 = -\frac{q_a(0)}{2\beta^3 \cdot E_s \cdot I_s} \quad (2-11)$$

2.5.2 既存部せん断変位と補強部せん断変位の比

接合面のせん断変位 jy は、次式で示すように既存部側のアンカー筋の水平変位 c_y と補強部側のアンカー筋の水平変位 g_y の合計であり、 c_y と g_y の値は、加力の方向の変位を正とする。ここに下付きの C は既存部、 G は補強部を示す。以下同様とする。

$$jy = c_y + g_y \quad (2-12)$$

$x = 0$ では反対方向にせん断力が等しいこと、即ち $c_{q_a}(0) = g_{q_a}(0)$ であることから次式が導かれる。

$$q_a = c_y(0) \cdot 2_c \beta^3 \cdot E_s \cdot I_s = g_y(0) \cdot 2_g \beta^3 \cdot E_s \cdot I_s \quad (2-13)$$

続いて $c_y(0)$ と $g_y(0)$ の比は、式(2-13)に式(2-9)を代入することで、次式に示すように $c k_c$ と $g k_c$ で表される。

$$\frac{c_y(0)}{g_y(0)} = \left(\frac{g k_c}{c k_c} \right)^{3/4} \quad (2-14)$$

2.5.3 反力係数の設定

耐震補強の接合部を対象とし、あと施工アンカーを用いた時のコンクリートやグラウトの反力係数は、著者が知る限り、実験結果から導出されていない。中野・松崎は、あと施工アンカーではなく、プレキャスト接合部の接合筋を対象としているが、次式に示すように、コンクリートの材料特性を用いて反力係数 ${}_i k_c$ を提案している²⁻⁶⁾。

$${}_i k_c = 55 \left(\frac{{}_i E_c \cdot {}_i \sigma_B}{E_s \cdot {}_i \delta_{sd}} \right)^{3/4} \quad (2-15)$$

ここに E_c はヤング係数、 σ_B は圧縮強度、 δ_{sd} は水平変位である。ただし、式(2-15)における i はプレキャスト部材の上下のコンクリートを示している。

式(2-15)は、次式に示す水平方向地盤反力係数 K_H の算定式²⁻⁷⁾において、地盤の変形係数 E_0 を既存部もしくは補強部の材料特性と、基礎の変換載荷幅 B_H をアンカー筋のヤング係数 E_s と水平変位 δ_{sd} とそれぞれ見なして、非線形性を表現していると思われる。

$$K_H = \alpha \frac{E_0}{0.3(B_H/0.3)^{3/4}} \quad (2-16)$$

ここに α は地盤反力係数の換算係数である。

式(2-15)は、文献 2-6)において最大曲げモーメントが生じる接合筋の断面が全塑性曲げモーメントに達するまでの範囲で適用されており、全塑性曲げモーメントに達した以降は、一定の荷重としている。そのため、文献 2-6)のせん断力とせん断変位の関係は、せん断変位 1mm 程度以下で全塑性曲げモーメントに達し、その後一定荷重となるが、実験値は 1mm 以降においてせん断変位が増大するに従い、荷重も増大していることが窺える。そこで、本論文では一般的に設計で用いられるせん断変位 2mm までフィッティングさせる反力係数を、実験結果から新たに導出する。

本論文では、せん断変位 2mm まで反力係数が一つの式で非線形性を表現できること、更に本実験結果に対応するため、既存部と補強部の材料特性を用いて算定できることに配慮し、次式に示すように定数 m 、 n を用いて設定する。

$${}_i k_c = \alpha \frac{(E_i \cdot {}_i \sigma_B)^n}{(E_s \cdot {}_i y(0))^m} \quad (2-17)$$

ここで、式(2-17)に用いた α は既存部と補強部で同じ値であると仮定すると、式(2-14)に式(2-17)を代入することで式(2-18)が導かれる。その結果として ${}_c y(0)$ と ${}_g y(0)$ の比は、既存部及び補強部の材料特性のみに依存する関数で表せる。

$$\frac{{}_c y(0)}{{}_g y(0)} = \left(\frac{E_G \cdot {}_g \sigma_B}{E_C \cdot {}_c \sigma_B} \right)^{\frac{3n}{4-3m}} \quad (2-18)$$

m と n は式(2-17)からわかるように、既存部及び補強部の材料特性に依存する ${}_i y(0)$ の累乗であり、 m と n の両方を同時に導くことは困難である。そこで本論文では、一般的に E_s の変動が小さい値であること、並びに ${}_i y(0)$ を補正するため α を ${}_i y$ に依存した関数とすることで、ここでは

第2章 あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面の力学的性質
2.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式

既往の式を引用し $m=3/4$ とした。以上の式から n について整理すると次式が導かれる。

$$(E_C \cdot c\sigma_B)^n \left\{ \left(\frac{E_C \cdot c\sigma_B}{E_G \cdot c\sigma_B} \right)^{12n/7} + 1 \right\}^{-7/12} q_a^{-4/3} \cdot E_s^{-5/12} = \frac{\sqrt[3]{4/I_s}}{\alpha \cdot d_a} \cdot \sqrt[12]{1/y(0)^7} \quad (2-19)$$

I_s 及び d_a が同一の試験体であれば、同変位時、つまり同じ $y(0)$ である場合に式(2-19)の左辺で同じ値となる。この性質から試験体 A13-LL, A13-LM, A13-LH, 試験体 A16-LL, A16-LM, A16-LH 及び試験体 A19-LL, A19-LM, A19-LH のそれぞれにおいて、式(2-18)の左辺は同値となる。また、アンカー筋 1 本当当たりの q_a は、実験で得られた δQ_a をアンカー筋の配置本数である 4 で除した値である。上記の条件より、 $y(0)=0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5, 3.0$ mm において、 n を同定す

- A13-LL1=A13-LM1
- A13-LL1=A13-LH1
- A13-LM1=A13-LH1
- △ A16-LL1=A16-LM1
- ▲ A16-LL1=A16-LH1
- ▲ A16-LM1=A16-LH1
- A19-LL1=A19-LM1
- A19-LL1=A19-LH1
- A19-LM1=A19-LH1

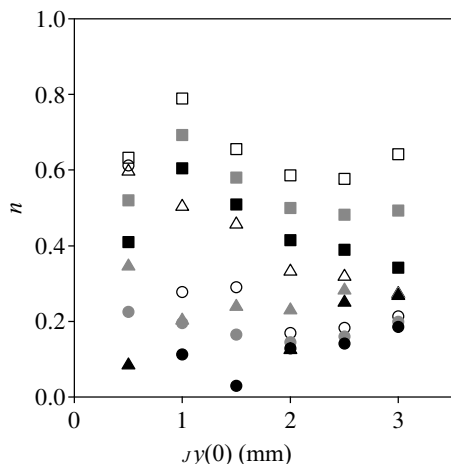


Fig.2-14 Coefficient n distribution in shear displacement of joint surface $y(0)$

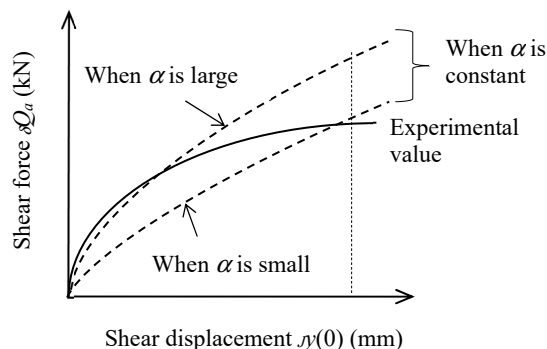


Fig.2-15 Image of shear force δQ_a - shear displacement of joint surface $y(0)$

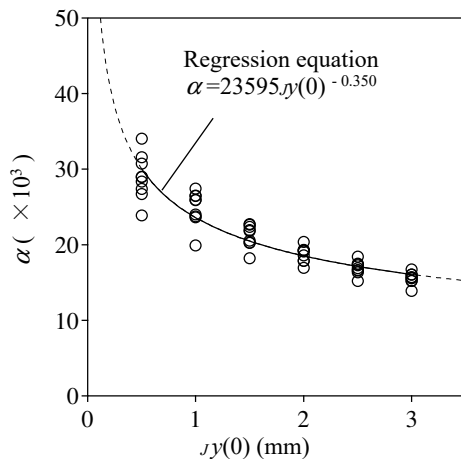


Fig.2-16 Coefficient - shear displacement of joint surface ($\alpha - y(0)$) relations

る。Fig.2-14 に接合面のせん断変位 $\delta y(0)$ における係数 n 分布を示す。ここで、A13-LM と A13-LH の $\delta y(0) = 0.5\text{mm}$ 及び A16-LM と A16-LH の $\delta y(0) = 1.0, 1.5\text{mm}$ の n は、負の値である。これは、 δ_H が増大するに従い、 δQ_a は若干の増減を繰り返しながら全体的に増大するため、前述の試験体同士では、 $E_c \times c \sigma_B$ が大きいにも関わらず δQ_a が小さい値を示したことによる。この負の値を除外して扱ると、各変位における n の平均値は 0.343 である。

次に α を実験結果より設定する。Fig.2-15 に接合面のせん断変位 $\delta y(0)$ に依存する関数 α を定数とした場合のせん断力 δQ_a - せん断変位 $\delta y(0)$ 関係のイメージを示す。同図より、 α を定数として様々な値を検証した結果、 $\delta y(0) = 3\text{mm}$ まで本実験結果の曲線を表現することができなかった。そのため、次式のように α は $\delta y(0)$ に依存する関数として与えることを試みる。

$$\alpha = B \cdot \delta y(0)^C \quad (2-20)$$

ここに B は係数、 C は $\delta y(0)$ の累乗である。

Fig.2-16 に接合面のせん断変位 $\delta y(0)$ に依存する関数 α - 接合面のせん断変位 $\delta y(0)$ 関係を示す。 $\delta y(0)$ が増大するにつれて、 α のばらつきが小さくなる傾向が見られた。なお、回帰式はあと施工アンカーの試験体の $\delta y(0) = 0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5, 3.0\text{mm}$ において求めると、 $B = 23595$ 、 $C = -0.350$ となる。

2.5.4 正負交番繰り返し载荷によるせん断力の低減係数

2.4.2 項で述べた通り、実験結果から正負交番繰り返し载荷による δq_a は、単調载荷の 0.7~0.8 倍程度を推移していると言える。ここで、高瀬ら²⁻⁵⁾はあと施工アンカーの繰り返しの力学モデルを提案しており、その繰り返しの力学特性として再载荷時のコンクリートの支圧応力とひずみの関係を、長沼ら²⁻⁸⁾の RC 平板要素モデルにおけるコンクリートの履歴モデルを応用している。この履歴モデルにおいて、再载荷時と前サイクルの除荷時の交点の支圧応力は、前サイクルの除荷開始点の応力の 5/6 とされている。つまり、繰り返しの载荷により、せん断力は低下することが唆されている。更に、菊池ら²⁻⁹⁾はあと施工アンカーの正負交番繰り返し载荷によるせん断力は、処女载荷時の最大 0.8 倍程度まで低下すると報告している。これらより、载荷方法によるせん断力の低減係数を $c_y K_a$ とすると、式(2-2)を次式のように表すことができる。なお、 $c_y K_a$ は単調载荷で 1.0、正負交番繰り返し载荷で 0.8 とする。

$$\delta Q_a = c_y K_a \cdot n_a \cdot \delta q_a \quad (2-21)$$

2.5.5 評価式の整理

本項ではこれまでに構築した、あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面のせん断力 δQ_a - せん断変位 δ_H 関係の評価式を整理する。以降、3 章以降の記号と合わせるため、既存部側の水平変位 c_y を $c \delta_H$ 、補強部側の水平変位 c_y を $c \delta_H$ 、接合面のせん断変位 δy を $\delta_H (= c \delta_H + c \delta_H)$

第2章 あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面の力学的性質
2.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式

に改める。

はじめに、式(2-18)に示すように、既存部と補強部の水平変位の比は、それぞれの材料特性により算定される。

$$\frac{c\delta_H}{g\delta_H} = \left(\frac{E_G \cdot g\sigma_B}{E_C \cdot c\sigma_B} \right)^{\frac{3n}{4-3m}} \quad (2-18')$$

ここに、 E_C は既存部のコンクリートのヤング係数、 E_G は補強部のグラウトのヤング係数、 $c\sigma_B$ は既存部のコンクリートの圧縮強度、 $g\sigma_B$ は補強部のグラウトの圧縮強度、 $m=3/4$ 及び $n=0.343$ である。

続いてあと施工アンカーのせん断力 q_a は、式(2-13)に式(2-17)の反力係数 $i k_c$ と式(2-9)の一般解 β を代入することで算定される。式(2-13)に示す q_a の算定式及び式(2-17)に示す $i k_c$ の算定式を、記号を改め以下に記載する。

$$q_a = c\delta_H \cdot 2c\beta^3 \cdot E_s \cdot I_s = g\delta_H \cdot 2g\beta^3 \cdot E_s \cdot I_s \quad (2-13')$$

$$i k_c = \alpha \frac{(E_i \cdot i\sigma_B)^n}{(E_s \cdot i\delta_H)^m} \quad (2-17')$$

ここに、 E_s はアンカー筋のヤング係数、 I_s はアンカー筋の断面二次モーメント、 α は水平変位に依存する関数で次式となる。

$$\alpha = B \cdot \delta_H^C \quad (2-20')$$

ここに、 $B=23595$ 、 $C=-0.350$ である。

2.6 実験値と計算値の比較

(1) 単調載荷

単調載荷とした試験体について実験値と計算値の比較を行う。Fig.2-17 にあと施工アンカーを用いた試験体のせん断力 δQ_a -せん断変位 δ_H 関係における実験値と計算値の比較を示し、Fig.2-18 にあと施工アンカーと先付けアンカーの両者の試験体において、せん断変位 $\delta_H=0.5, 1.0, 1.5, 2.0, 2.5, 3.0\text{mm}$ におけるせん断力 δQ_a の実験値と計算値の比較を示す。Fig.2-17 に示すように、 $\delta_H \leq 1\text{mm}$ において計算値は実験値より大きい値を呈しているが、全体的に本方法で求めた k_c を用いた $\delta Q_a - \delta_H$ 関係は、本実験結果を概ね模擬できていることがわかる。また、Fig.2-18 に示すように $\delta_H=0.5\text{mm}$ の計算値では、実験値を若干過小評価しているが、 $\delta_H=1.0, 1.5, 2.0, 2.5, 3.0\text{mm}$ においては、実験値を $\pm 20\%$ 以内の精度で再現できている。ここで更に、あと施工アンカーの試験体に限定し、 δ_H の点を増やして評価する。 $0.1 \leq \delta_H \leq 2\text{mm}$ の範囲における 0.1mm 刻みの各点の実験値と計算値の比較を Fig.2-19 に示す。前述の通り、 $\delta_H \leq 1\text{mm}$ において計算値は実

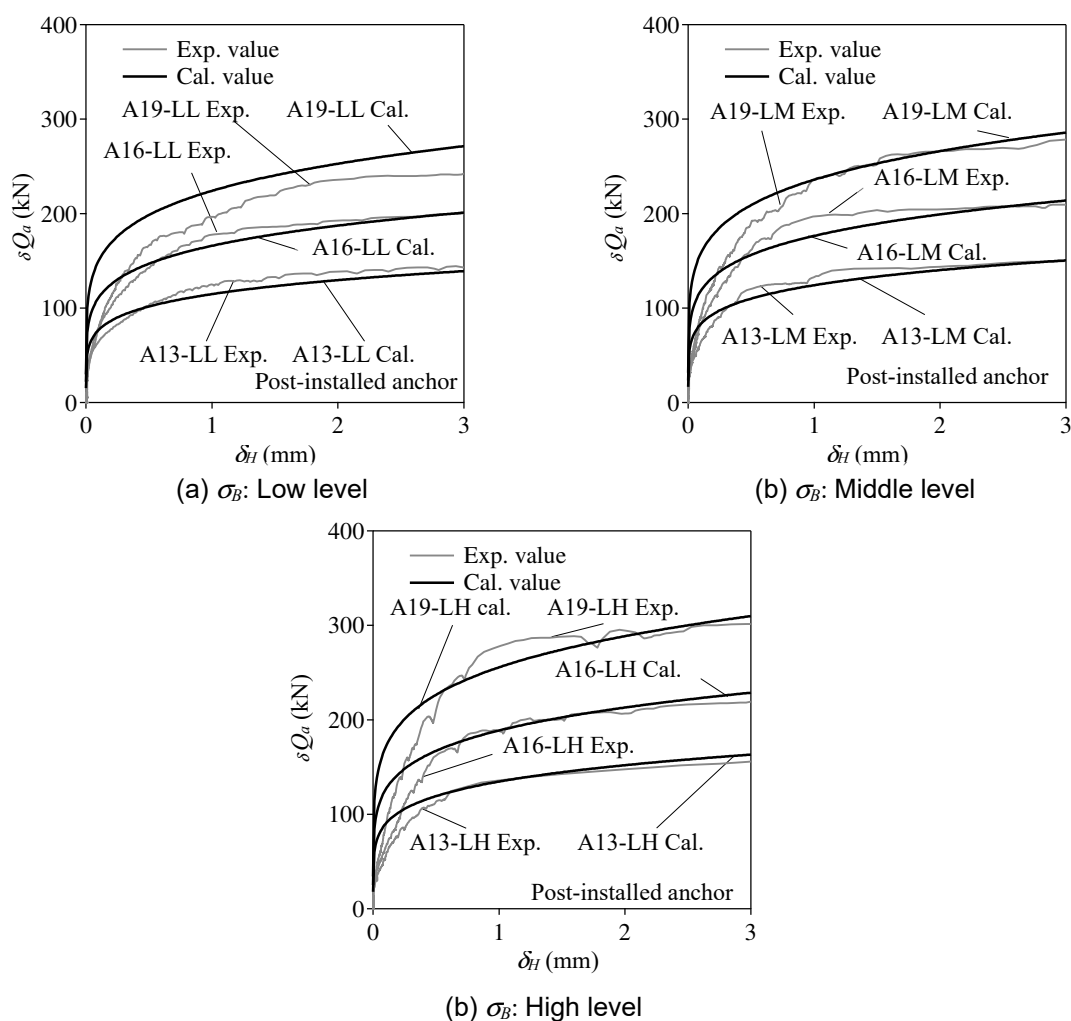


Fig.2-17 Comparison of experimental and calculated value of shear force – shear displacement ($\delta Q_a - \delta_H$) relations (Monotonic loading)

第2章 あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面の力学的性質
2.6 実験値と計算値の比較

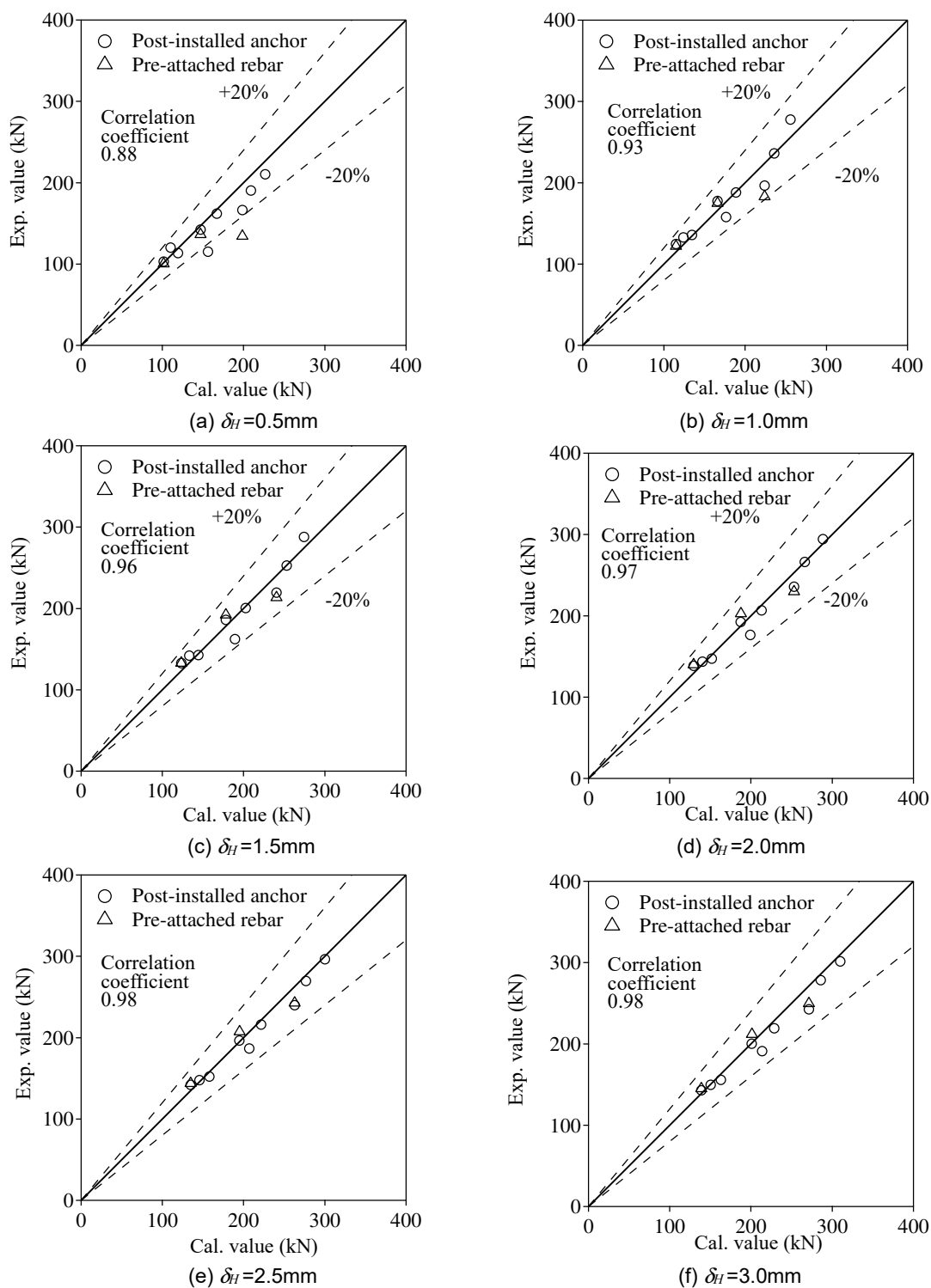


Fig.2-18 Comparison of experimental and calculated value of shear force δQ_a in shear displacement $\delta_H = 0.5\text{mm}$, 1.0mm , 1.5mm , 2.0mm , 2.5mm , 3.0mm (Monotonic loading)

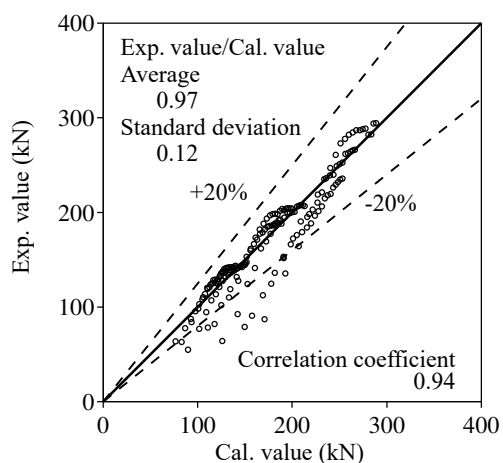


Fig.2-19 Comparison of experimental and calculated value of shear force δQ_a (0.1 mm increments in range of $0.1 \leq \delta_H \leq 2$ mm, Monotonic loading)

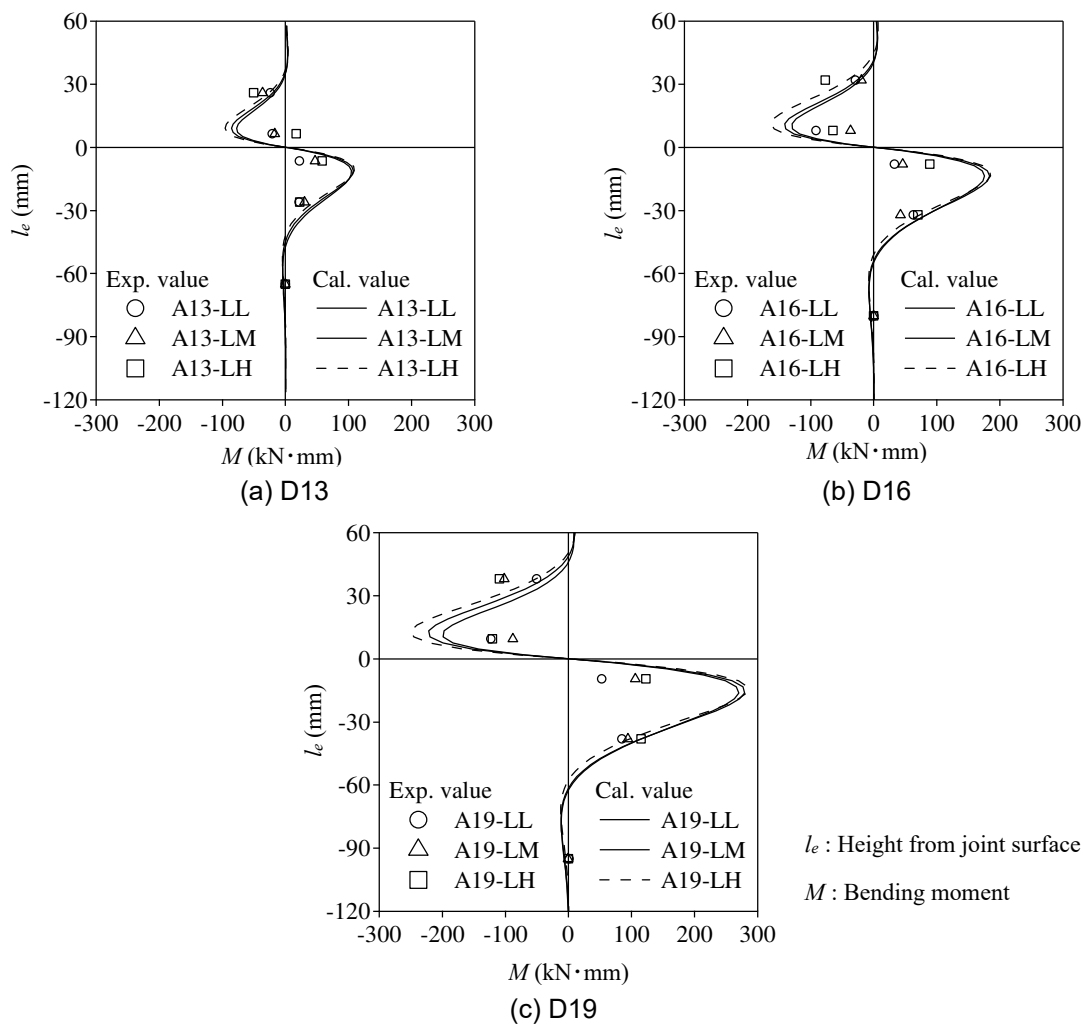


Fig.2-20 Comparison of experimental and calculated value of bending moment M in shear displacement $\delta_H=0.2$ mm

実験値より大き目の値を推移していることから、 δ_H が小さいところでは、計算値が実験値より大きく評価されている。この理由はひとつの式でダウエル効果を表現しているため、初期の剛性を高い精度で評価することが困難であったためだと考えられる。しかしながら、 $\delta_H=0.5\text{mm}$ 、 $0.1 \leq \delta_H \leq 2\text{mm}$ の実験値と計算値の相関係数は、それぞれ 0.88、0.94 と高いことから、全体的に計算値は実験値を捉えていると判断される。また、 $0.1 \leq \delta_H \leq 2\text{mm}$ における実験値を計算値で除した値の平均値と標準偏差は、それぞれ 0.97 と 0.12 であり、計算値が実験値の $\pm 20\%$ 以内に納まる確率は 0.89 となる。

続いてアンカー筋に生じるモーメントについて検証する。Fig.2-20 にせん断変位 $\delta_H=0.2\text{mm}$ 時のモーメント分布における実験値と計算値の比較を示す。計算値と実験値の M は、既存部コンクリート強度が高い方が大きい傾向を示しており、計算値は実験値を概ね再現できていると言える。

(2) 正負交番繰り返し載荷

正負交番繰り返し載荷とした試験体において、実験値と計算値の比較を行う。2.5.4 項で述べた通り、正負交番繰り返し時の $c_p K_a$ を 0.8 として算定する。Fig.2-21 に正負交番繰り返し載荷におけるせん断力 δQ_a - せん断変位 δ_H 関係を示す。単調載荷の挙動と同様、 $|\delta_H| \leq 1\text{mm}$ において計算値は実験値に対して大き目の値となっているが、 $\delta_H=2\text{mm}$ の計算値は実験値と概ね同じ値を推移していると言える。そこで、実験による $\delta_H=\pm 2\text{mm}$ のサイクルまでにおける各サイクルの 1 回目のピーク値及び最大値とその計算値の比較を Fig.2-22 に示す。同図をみると単調載荷と同様に、 δ_H が小さいところでは、計算値が実験値より大きく評価される傾向がある。これに対する課題は残るものの、実験値を計算値で除した値の平均は、正加力で 0.88、負加力で 0.82 であり、実験値と計算値の相関係数は正加力と負加力でそれぞれ 0.97、0.92 と高い値を示している。

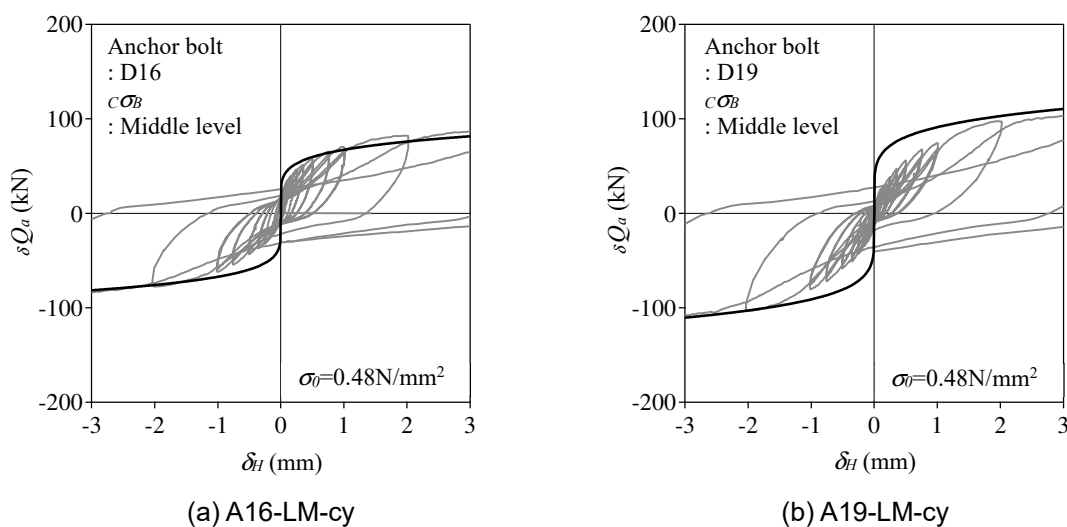


Fig.2-21 Shear force – shear displacement ($\delta Q_a - \delta_H$) relations (Cyclic loading)

第2章 あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面の力学的性質
 2.6 実験値と計算値の比較

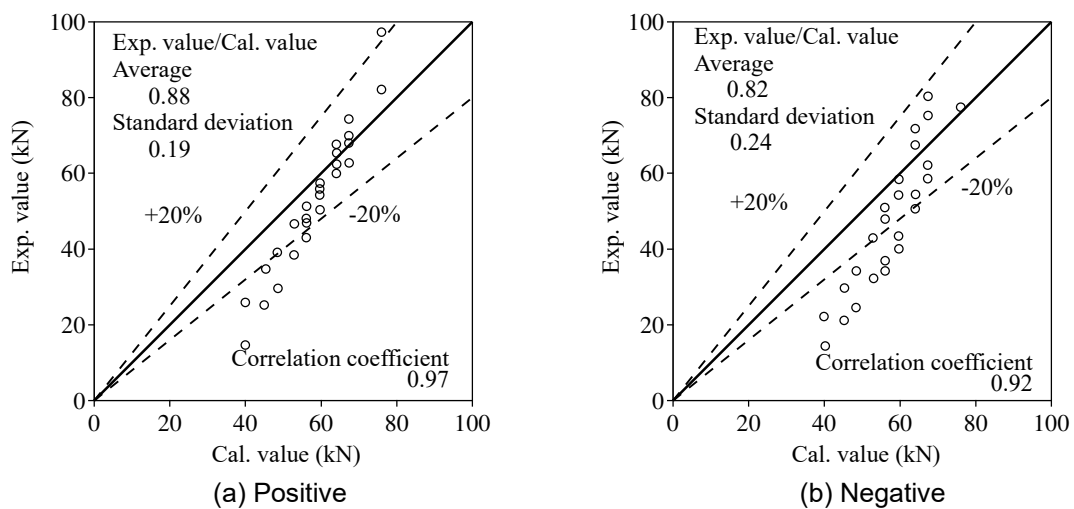


Fig.2-22 Comparison of experimental and calculated value of shear force δQ_a
 (First peak value of each cycle up to the cycle of $\delta_{Tf} = \pm 2\text{mm}$ and maximum value,
 Cyclic loading)

2.7 まとめ

本章では、あと施工アンカーを用いて補強部を有する試験体のせん断荷実験を行い、この結果から既存部と補強部の非線形挙動の相違を考慮した反力係数 k_c を求める手法を提案し、接合面のせん断変位によるあと施工アンカーの耐力評価を試みた。そして、単調荷と正負交番繰返し荷の違いを反映したあと施工アンカーのせん断力 δQ_a - せん断変位 δ_H 関係の評価式を構築し、この評価式から算出される計算値と実験値の適合性について検証した。以下に本論文で得られた知見を列記する。

- 1) 高瀬ら²⁻⁵⁾は既存部と補強部の圧縮強度やヤング係数によりアンカー筋の挙動が異なる可能性を指摘している。本実験においても、アンカー筋のひずみ量からモーメント分布を算定した結果、既存部と補強部で異なる様相を呈した。
- 2) 有効埋め込み深さ L_e をアンカー筋の直径 d_a の7倍とした荷重とせん断変位の関係は、本実験の範囲において、十分な定着を確保した先付鉄筋とほぼ同じ履歴を描いた。
- 3) 正負交番繰返し荷によるあと施工アンカー1本が負担するせん断力 δq_a は、単調荷の q_a に対し概ね0.7から0.8倍を推移した。この傾向は、菊池ら²⁻⁹⁾の報告と類似する。
- 4) 単調荷による実験結果を基本に、 k_c を実験値から求める方法を提案し、補強部を考慮したあと施工アンカーの δQ_a - δ_H 関係の評価式を構築した。その結果、 $\delta_H \leq 1\text{mm}$ において計算値は実験値より大き目の値を推移した。この理由はひとつの式でダウエル効果を表現しているため、初期の剛性を高い精度で評価することが困難であったためだと考えられる。しかしながら、あと施工アンカーの試験体における $0.1 \leq \delta_H \leq 2\text{mm}$ の実験値と計算値の相関係数は0.94と高く、実験値を計算値で除した値の平均値は0.97であることから、全体的に概ね計算値は実験値を捉えていると判断される。
- 5) 単調荷によるアンカー筋の曲げモーメントの計算値と実験値は、共に既存部コンクリート強度が高い方が曲げモーメントが大きい傾向を示しており、実験値を概ね再現できた。
- 6) 正負交番繰返し荷によるせん断力の低減係数を ${}_c K_a$ とすると、単調荷は ${}_c K_a = 1.0$ 、正負交番繰返し荷は ${}_c K_a = 0.8$ と置くことができる。
- 7) 正負交番繰返し荷においても単調荷と同様に、 δ_H が小さいところでは、計算値が実験値より大きく評価される傾向がある。これに対する課題は残るものの、 $\delta_H = \pm 2\text{mm}$ のサイクルまでにおける各サイクルの1回目のピーク値及び最大値とその計算値において、実験値を計算値で除した値の平均は、正加力で0.88、負加力で0.82であり、実験値と計算値の相関係数は正加力と負加力でそれぞれ0.97、0.92と高い値を示した。

第2章の付録

本章で構築したあと施工アンカーを用いた接合面のせん断力 δQ_a - せん断変位 δ_H 関係の評価式を整理して以下に列記する。なお、2.5.5項で述べたように、既存部側の水平変位 c_y を $c\delta_H$ 、補強部側の水平変位 g_y を $g\delta_H$ 、接合面のせん断変位 y を δ_H に改めて記載する。

$$\delta Q_a = c_y K_a \cdot n_a \cdot \delta q_a \quad (2-A1)$$

$$\delta q_a = c\delta_H \cdot 2_c \beta^3 \cdot E_s \cdot I_s = g\delta_H \cdot 2_g \beta^3 \cdot E_s \cdot I_s \quad (2-A2)$$

$$\delta_H = c\delta_H + g\delta_H \quad (2-A3)$$

$$\frac{c\delta_H}{g\delta_H} = \left(\frac{E_G \cdot g\sigma_B}{E_C \cdot c\sigma_B} \right)^{\frac{3n}{4-3m}} \quad (2-A4)$$

$${}_i k_c = \alpha \frac{(E_i \cdot {}_i \sigma_B)^n}{(E_s \cdot {}_i \delta_H)^m} \quad (2-A5)$$

$$\alpha = B \cdot \delta_H^C \quad (2-A6)$$

$${}_i \beta = \sqrt[4]{\frac{{}_i k_c \cdot d_a}{4E_s \cdot I_s}} \quad (2-A7)$$

- δQ_a : あと施工アンカーが負担するせん断力
- δq_a : あと施工アンカー1本が負担するせん断力
- $c_y K_a$: 正負交番繰り返し载荷による q_a の低減係数(=0.8)
- n_a : 接合面に配置されたあと施工アンカーの本数
- δ_H : 接合面のせん断変位
- ${}_i \delta_H$: せん断変位 ($i=C$: 既存部側, $i=G$: 補強部側)
- ${}_i \sigma_B$: 圧縮強度 ($i=C$: 既存部側, $i=G$: 補強部側)
- E_i : ヤング係数 ($i=C$: 既存部側, $i=G$: 補強部側)
- ${}_i k_c$: 反力係数 ($i=C$: 既存部側, $i=G$: 補強部側)
- E_s : アンカー筋のヤング係数
- I_s : アンカー筋の断面二次モーメント
- d_a : アンカー筋の径
- α : 接合面のせん断変位に依存する関数
- n, m : 累乗の係数 ($m=3/4, n=0.343$)
- B, C : 係数 ($B=23595, C=-0.350$)

第 3 章

円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質

要旨 円柱状シアキーを用いた接合面のせん断耐力式及びせん断力 - せん断変位関係の評価式

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質では、チッピングによる目荒らしに代わる工法である円柱状シアキーを用いたせん断実験を行い、その構造性能について検証した。

本論文が対象としている耐震補強の接合部では、あと施工アンカーと円柱状シアキーが併用されることを想定している。しかしながら、あと施工アンカーと円柱状シアキーそれぞれの抵抗要素は各々異なった力学挙動を示すと推察される。即ち、円柱状シアキーの底面（凸部側に対する底面）でのせん断破壊（以下、シアオフ破壊^{3-G1}）と称する）、もしくは既存部のコンクリートの圧壊（以下、支圧破壊と称する）によって、最大耐力後、荷重が低下する挙動を呈する。これに対し、あと施工アンカーのダウエル効果による挙動では、変形の進展と共に緩やかに荷重が増加する傾向を示す。これらの各力学挙動は、剛性、最大耐力時の変形量およびポストピーク領域の挙動もそれぞれ異なることから、適切なせん断力とせん断変位関係を構築するためには、各抵抗要素の力学挙動を緻密にモデル化する必要がある。

円柱状シアキーの破壊形式は、円柱状シアキーの直径 R と高さの比 t である幅高比 R/t によって大別され、本文 Fig.3-7 の破壊形式に示すように、 $R/t=5$ とした時の破壊形式は、シアオフ破壊となり、 $R/t=10$ では支圧破壊となる。本文 Fig.3-29 示す支圧破壊型 ($R/t=10$) の荷重 - せん断変位関係と、本文 Fig.3-37 のシアオフ破壊型 ($R/t=5$) の荷重 - せん断変位関係を比較すると、 $R/t=10$ とした支圧破壊型の方が最大せん断力後の荷重低下が小さく、シアオフ破壊型に比べ、靱性的な挙動を呈す。このことから、実務の設計や施工に用いる破壊形式は、支圧破壊型とすることが望ましいと言える。

以上より、第3章では円柱状シアキー自体の構造性能に焦点を当て、破壊性状とせん断耐力を把握するとともにせん断耐力を評価し、更に実験結果をポストピーク領域まで含めて整理することで、円柱状シアキーのせん断力 - せん断変位関係の評価式を構築することを目的としている。そこで、第3章の要旨では、実務の設計や施工に用いることを想定した、円柱状シアキーの支圧破壊型のせん断耐力式及びせん断力 Q_{sky} - せん断変位 δ_H 関係の評価式の構成について記載する。

はじめに円柱状シアキーの支圧破壊型のせん断耐力式の構成について述べる。円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力 ${}_bQ_{sky}$ は、次式に示すように円柱状シアキー1個の支圧破壊時のせん断耐力 ${}_bq_{sky}$ に接合面に配置された円柱状シアキーの個数 n_{sky} を乗じて算定される。

$${}_bQ_{sky} = n_{sky} \cdot {}_bq_{sky} \quad (3-G1)$$

本文 Fig.3-23(a)の円柱状シアキーのせん断抵抗領域の仮定にあるように、円柱状シアキーにより既存部は、円柱状シアキーの中心から放射状に支圧応力 σ_c を受けると仮定すると、次式に示すように ${}_bq_{sky}$ はこの σ_c のせん断方向成分 σ_{cs} に受圧面積 A_{sky} を乗じた値で示すことができる。

$$bq_{sky} = A_{sky} \cdot \sigma_{cs} \quad (3-G2)$$

また、円柱状シアキーは本文 Fig.3-7 の破壊状況により、中心からせん断加力方向に向かって $\pm \pi/2\text{rad}$ の範囲で主にせん断力に抵抗していることから、 A_{sky} は次式のように表せる。

$$A_{sky} = \frac{\pi \cdot R \cdot t}{2} \quad (3-G3)$$

σ_{cs} は、既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ 、平均圧縮応力度 σ_0 および円柱状シアキーの直径 R の影響に左右されることから、 $c\sigma_B$ 、 σ_0 及び R によるそれぞれの補正係数 C_C 、 C_N 、 C_R を用いて、次式で表現することができる。

$$\sigma_{cs} = C_C \cdot C_N \cdot C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs} \quad (3-G4)$$

ここに、 $\bar{\sigma}_{cs}$ は補正係数 C_C 、 C_N 、 C_R 全てが 1 である場合の基準となる平均支圧応力度であり、これを基準支圧応力度と称する。なお、 $\bar{\sigma}_{cs}$ は本文 Table 3-3 に示す各補正係数導出のための算定結果から 75.3N/mm^2 となり、 C_C 、 C_N 、 C_R は本文 Fig.3-24 の各変動因子と σ_{cs} の相関関係から次式となる。

$$C_C = \frac{0.552 c\sigma_B + 44.2}{56.0} \quad (3-G5)$$

$$C_N = \frac{31.9\sigma_0 + 34.8}{71.9} \quad (3-G6)$$

$$C_R = \frac{-1.32R + 123}{56.0} \quad (3-G7)$$

続いて、円柱状シアキーの支圧破壊型の $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係の構成について記載する。これは、Fig.3-G1 (本文 Fig.3-34 と同じ) に示すように荷重漸増領域、荷重一定領域及び荷重低下領域の連続性を有した 3 つの領域で表現される。なお、同図に示す δ_H は接合面のせん断変位、 δ_{max1} はせん断耐力に達する時のせん断変位 (荷重漸増領域から荷重一定領域に変わる時のせん断変位)、 δ_{max2} は荷重低下領域に入る時のせん断変位、 δQ_{sky} は円柱状シアキーによるせん断力、 bQ_{sky} は円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力である。 δ_{max1} は本文 Fig.3-31 に示す $\delta_H=0.2\text{mm}$ における $\delta Q_{sky} - bQ_{sky}$ 関係より 0.2mm とし、 δ_{max2} は本文 Fig.3-32 に示す $\delta_{max2} - \sigma_0$ 関係より次式とした。

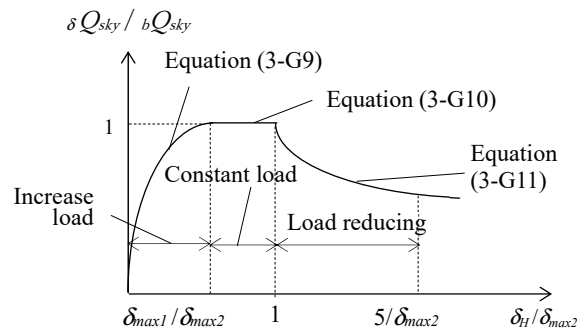


Fig.3-G1 Concept of shear force – shear displacement relation of cylindrical shear- key

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質 要旨

$$\delta_{max2} = 0.42\sigma_0 \quad (0.48 \leq \sigma_0 \leq 1.43 \text{ N/mm}^2) \quad (3-G8)$$

荷重漸増領域である $0 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq \delta_{max1}/\delta_{max2}$ の範囲における $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係の評価式について記述する。 bQ_{sky} に達するまでの荷重漸増領域では、梅村による応力度 - ひずみ曲線^{3-G2)}を基本とし、応力度をせん断力に、ひずみをせん断変位にそれぞれ置換すると、 $0 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq \delta_{max1}/\delta_{max2}$ の範囲における $\delta Q_{sky}/bQ_{sky}$ は、次式で算定される。

$$\frac{\delta Q_{sky}}{bQ_{sky}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq \delta_{max1}/\delta_{max2}) \quad (3-G9)$$

荷重一定領域である $\delta_{max1}/\delta_{max2} \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 1$ の範囲では、 $\delta Q_{sky} = bQ_{sky}$ とすると、 $\delta Q_{sky}/bQ_{sky}$ は次式で表される。

$$\frac{\delta Q_{sky}}{bQ_{sky}} = 1 \quad (\delta_{max1}/\delta_{max2} \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 1) \quad (3-G10)$$

$1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}$ の範囲である荷重低下領域では、式(3-G9)との連続性に配慮し、 $\delta_H/\delta_{max2} = 1$ の時に $\delta Q_{sky}/bQ_{sky} = 1$ となる次式を用いる。

$$\frac{\delta Q_{sky}}{bQ_{sky}} = {}_b\gamma \cdot \ln(\delta_H/\delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}) \quad (3-G11)$$

ここに ${}_b\gamma$ は支圧破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数である。
 ${}_b\gamma$ は Fig.3-35 に示す ${}_b\gamma - \sigma'_0$ 関係より、次式にて与えられる。

$${}_b\gamma = {}_bA \cdot \ln(\sigma'_0) + {}_bB \quad (1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}) \quad (3-G12)$$

ここに ${}_bA (=0.052)$, ${}_bB (= -0.229)$ は係数であり、円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度 σ_0 は接合面に対する軸方向力 N を接合面に配置された円柱状シアキーの水平投影面積の合計 ${}_pA_{sky}$ で除した値であり、次式で算定される。

$$\sigma_0 = N / {}_pA_{sky} \quad (3-G13)$$

以上より、第3章では、円柱状シアキーのせん断耐力式及びせん断力 - せん断変位関係の評価式を構築した。また、本要旨では円柱状シアキーの支圧破壊型のせん断耐力式及びせん断力 $\delta Q_{sky} -$ せん断変位 δ_H 関係の評価式の構成について記載した。

3.1 はじめに

本章では、1.3節(2)によるチッピングによる目荒らしに代わる工法である円柱状シアキーを用いたせん断実験を行い、その構造性能について検証する。

1章の Fig.1-6 に示すように、本論文が対象としている耐震補強の接合部におけるせん断抵抗要素としては、①あと施工アンカーによるダウエル効果が想定され、実際には②接合面の目荒らしによる噛み合い抵抗、③接合面の付着抵抗および摩擦抵抗が付加されることも考えられる。これに対しプレキャスト構造の接合部では、④シアキーによる支圧抵抗が用いられることもある。プレキャスト構造では接合筋が用いられるが、あと施工アンカーの定着が十分に確保されていれば、両者の挙動に大きな違いはないものと考えられる。著者は、上記②に示す目荒らしによる噛み合い抵抗の代わりに、円柱状シアキーによる支圧抵抗(上記④)の適用を試みる。Fig.3-1 に想定する接合部のせん断抵抗要素を示す。

Fig.3-2 にせん断抵抗要素の力学挙動の概念を示す。同図に示すように、各抵抗要素はそれぞれ異なった力学挙動を示すと推察される。即ち、シアキーによる支圧抵抗では、シアキーの底面(凸部側に対する底面)でのせん断破壊、もしくはシアキーの側面の支圧破壊によって、最大耐力後、荷重が低下する挙動を呈する^{3-1),3-2)}。また、2章でも述べたように、あと施工アンカーのダウエル効果による挙動では、変形の進展と共に緩やかに荷重が増加する傾向を示す。接合面の付着抵抗や摩擦抵抗は、最大耐力に達するまでは変形が増えるにつれ荷重も増加するが、最大耐力後、徐々に荷重が低下し、最終的には摩擦抵抗に移行すると考えられる。ただし、接合面の付着抵抗や摩擦抵抗は、円柱状シアキーが配置されていない既存部表面と補強部表面が接している時に生じる。これらの各力学挙動は、剛性、最大耐力時の変形量およびポストピーク領域の挙動もそれぞれ異なることから、適切なせん断力-せん断変位関係を構築するためには、各抵抗要素の力学挙動を緻密にモデル化し、これらを合わせて検証する必要がある。

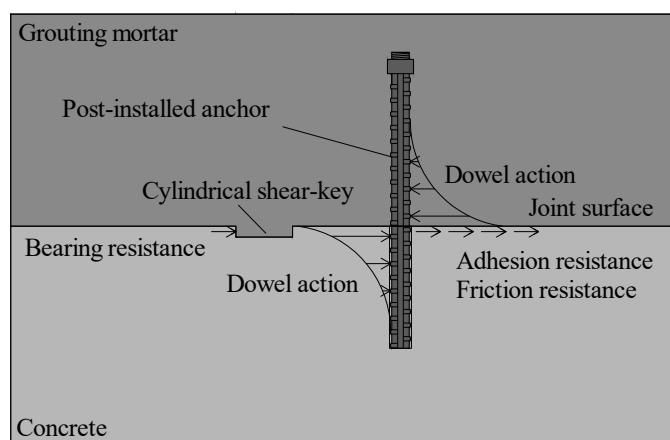


Fig.3-1 Image of shear resistance elements

以上より、本章では、はじめに円柱状シアキー自体の構造性能に焦点を当て、破壊性状とせん断耐力を把握すると共にせん断耐力を評価し、更に実験結果をポストピーク領域まで含めて整理することで、円柱状シアキーのせん断力 - せん断変位関係の評価式を構築することを目的とする。また、円柱状シアキーとあと施工アンカーを併用した場合の接合面のせん断力 - せん断変位関係は、5章に記述する。

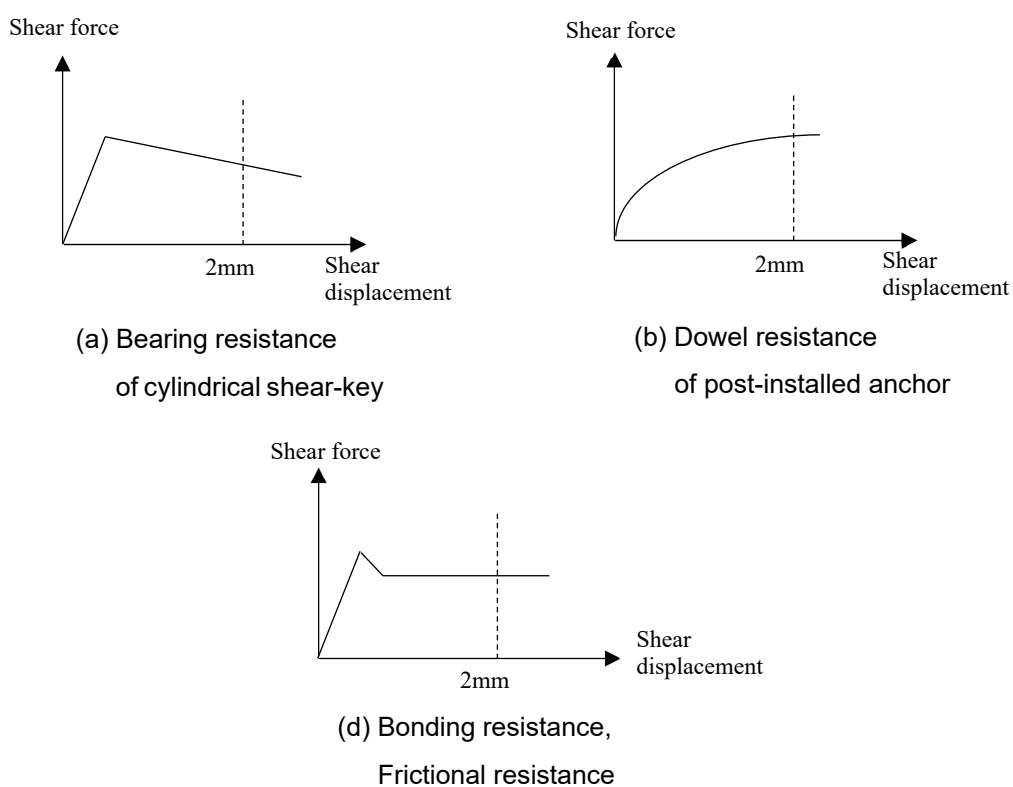


Fig.3-2 Concept of mechanical behavior of shear resistance elements

3.2 実験パラメータ及び試験体諸元

3.2.1 実験パラメータ

試験体一覧及び材料試験結果を Table 3-1 に示し、円柱状シアキーのみを配置した試験体を S シリーズと称す。既存部のコンクリートが受ける支圧力は、支圧を受ける面積（以下、受圧面積と称する）と、既存部のコンクリートの圧縮強度に大きく依存すると考えられる。プレキャスト構造の接合部の実験において、望月らは接合面に直交する方向（以下、軸方向と称する）の応力が接合面のせん断耐力に影響すると報告³⁻³⁾し、更に黒正は矩形のシアキーにおいて、「幅 h と高さ t の比である h/t が 5 以下ならシアキー底面（凸部側に対する底面）でのせん断破壊」になり「 h/t が 5 を超える場合ならシアキー側面でのコンクリートの圧壊」になる、つまり h/t の値によって破壊形式が異なることを報告している³⁻⁴⁾。このシアキー底面でのせん断破壊を、せん断で切れることを意味する、シアオフ破壊³⁻⁵⁾とここでは称する。また、受圧面積は円柱状シアキーの直径 R と高さ t に依存する。上記を踏まえ、変動因子は既存部のコンクリートの圧縮強度 $c\sigma_B$ 、 R 、 R と t の比で表す幅高比（以下、 R/t と記述する）および接合面に生じる平均圧縮応力度 σ_0 とした。ここに σ_0 は、2.2.1 項の式(2-1)と同じ、軸方向力 N をグラウト側の接合面の面積 A_j で除した値である。

耐震補強の対象となる建物の既存部のコンクリートの圧縮強度の範囲は、一般的に $13.5 \sim 30\text{N/mm}^2$ 程度である。そこで、この強度の範囲で 3 水準を目標としてコンクリートを調査して打設した。また、既存部のコンクリートの配合を付録 3 に示す。

R を $40 \sim 60\text{mm}$ 程度としたことより、この実験では R を 40mm 、 52mm 、 60mm の 3 段階に、将来の部材実験用として縮小サイズの 30mm を加えた。また、 R を前述のシアキーの幅 h と等価と見なし、 R/t は円柱状シアキー側面でのコンクリートの圧壊を想定した $R/t=10$ 、もしくは円柱状シアキーの底面におけるせん断破壊、つまりシアオフ破壊を想定した $R/t=5$ の 2 段階に設定した。

σ_0 については、2.2.1 項で述べた通り、内付け補強工法の接合部にシアキーが用いられた既往の実験の結果、せん断変位が 1mm 以降の領域で σ_0 が概ね 0.4N/mm^2 にほぼ一定になると報告されている³⁻⁶⁾。よって、 $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ を基準とし、 σ_0 がせん断耐力に及ぼす影響を把握しやすいように 0.48N/mm^2 の 2 倍である 0.95N/mm^2 、3 倍である 1.43N/mm^2 の 3 ケースとした。

3.2.2 試験体諸元

(1) 試験体諸元寸法

Photo 3-1 に円柱状シアキーの形状を示す。耐震補強の接合部の幅は最小で 200mm 程度であり、また、あと施工アンカーのピッチも一般的には 150mm 程度が多い。円柱状シアキーはこの領域の中で、有効に支圧抵抗できるへりあきとはしあきを確保して施工される必要がある。そこで円柱状シアキーに対するあと施工アンカーまでのはしあきが、円柱状シアキーの直径 R 以上

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
3.2 実験パラメータ及び試験体諸元

Table 3-1 Test parameters and material test results (Series S)

Series	No.	Loading method	σ_0 (N/mm ²)	Existing concrete		Grouting mortar		Cylindrical shear-key						
				$c\sigma_B$ (N/mm ²)	E_C (kN/mm ²)	$G\sigma_B$ (N/mm ²)	E_G (kN/mm ²)	R (mm)	R/t					
S	S30-5LL1,2	Monotonic loading	0.48	13	-	59.2	-	30	5					
	S40-5LL1			13	-	59.2	-	40	5					
	S40-10LL1,2			10.3	16.2	57.3	26.7		10					
	S40-10LM1,2			21.7	22.1	57.3	26.7							
	S40-10LH1,2			29.9	26.3	57.3	26.7							
	S52-5LL1,2			14.5	22.1	57.3	25.8	52	5.2					
	S52-5LM1,2			21.7	22.1	57.3	26.7							
	S52-5LH1,2			32.9	27.7	57.3	25.8							
	S52-10LL1,2			14.5	22.1	57.3	25.8		60	10.4				
	S52-10LM1,2			21.7	22.1	57.3	26.7							
	S52-10LH1,2		32.9	27.7	57.3	25.8								
	S60-10LL1,2		10.3	16.2	57.3	26.7								
	S60-10LM1,2		21.7	22.1	57.3	26.7								
	S60-10LH1,2		29.9	26.3	57.3	26.7								
	S52-5ML1,2		0.95	Monotonic loading	0.95	14.5	22.1	57.3	25.8	52	5.2			
	S52-10ML1,2					14.5	22.1	57.3	25.8		10.4			
	S52-10MM1,2					21.7	22.1	57.3	26.7					
	S52-10MH1,2					29.9	26.3	57.3	26.7					
	S52-10HL1,2					1.43	Monotonic loading	1.43	10.3	16.2	57.3	26.7	52	10.4
	S52-10HM1,2								21.7	22.1	57.3	26.7		
	S52-10HH1,2	29.9	26.3	57.3	26.7									
	S52-5LM-cy	Cyclic loading	0.48	0.48	17.1	24.7	64.6	26.2	52	5.2				
	S52-10LM-cy				17.1	24.7	64.6	26.2		10.4				

$c\sigma_B$: Concrete compressive strength, E_C : Concrete elastic modulus, $G\sigma_B$: Grouting mortar compressive strength, E_G : Grouting mortar elastic modulus, R : Diameter of cylindrical shear-key, t : Height of cylindrical shear-key, R/t : Width-height ratio

Explanatory notes of specimen No. : S $\frac{52}{R}$ - $\frac{L}{\sigma_0}$ $\frac{L}{c\sigma_B}$ Branch number $\frac{1}{-}$ - $\frac{cy}{}$
 cy : Cyclic loading

σ_0 L : 0.48N/mm², M : 0.95N/mm², H : 1.43N/mm²
 $c\sigma_B$ L : Low level, M : Middle level, H : High level

必要と考え、 R の範囲は若干の幅を有して40~60mm程度とし、 $R=52mm$ を基準とする。

試験体の諸元寸法を Fig.3-3 に示し、接合面の状況を Photo 3-2 に示す。試験体の補強部グラウトの寸法は、耐震補強に用いる接合部を模擬している。また、同図に示すように円柱状シアキーのピッチを150mm、ゲージを85mm、配列をダブルとした。この理由は、接着系あと施工アンカーがピッチ150mmで配置され、その中間に円柱状シアキーが配置されることを想定したことによる。更に同図(a)に示す単調載荷実験では、同一試験体内での円柱状シアキーの破壊形式のばらつきを確認するため、1試験体当たりの円柱状シアキーの数量を6個とした。また、同図(b)

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
3.2 実験パラメータ及び試験体諸元

に示す正負交番繰り返し载荷の試験体においては、円柱状シアキーを4個配置した。シアオフ破壊以外の補強部グラウトにおける破壊を避けるため、円柱状シアキーからののはしあき寸法は、 $R=60\text{mm}$ の約2倍である 112.5mm とした。幅および高さは、耐震補強の接合部の一般的な断面寸法から、両者共に 200mm とした。既存部の幅は、既存建物の梁を模擬し、 400mm とした。また、高さは 200mm とし、長さについては補強部グラウトの長さに対し、余裕を見込んで設定した。

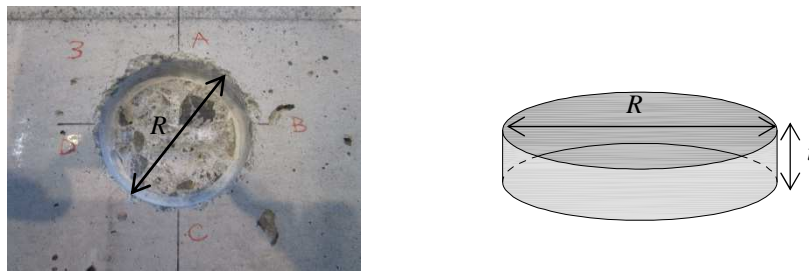


Photo 3-1 Shape of cylindrical shear-key

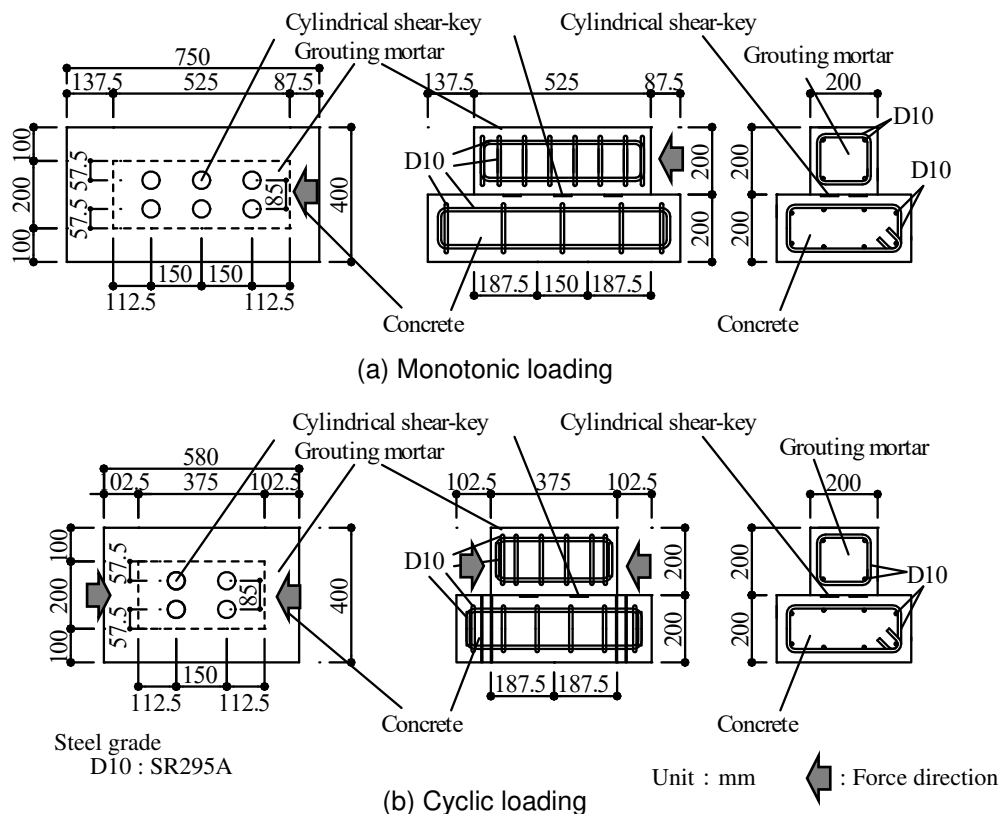


Fig.3-3 Dimensions of specimen

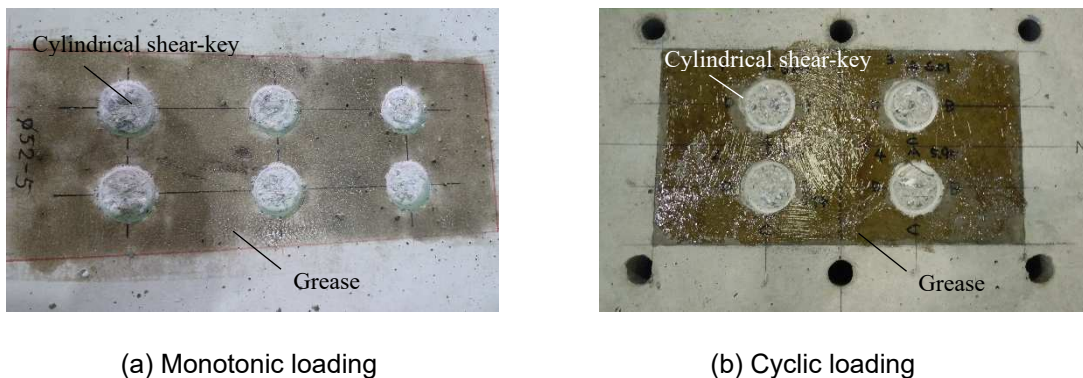


Photo 3-2 Joint surface status

(2) 試験体製作方法

円柱状シアキーの施工方法は、コアドリルにより既存部のコンクリートを切削した後、残置しているコンクリートをコンクリータガネを使用して、既存部側の底面（以下、凹部側底面と称する）が極力平滑になるように除去した。また、穿孔深さを調整することで、Photo 3-1に示すように t を任意に設定できる。ここで使用したコアドリルの摩耗等の劣化による直径の変化は、別途実施した施工試験の結果、無視できる範囲であった。単調载荷の試験体における施工後の凹部側底面の傾きについても計測を行った。Fig.3-4に円柱状シアキーの底面における傾き角度 θ の頻度分布を示す。 θ は0.01rad.以下が大半を占め、更に同様の手順で施工した凹部側底面の凹凸をレーザー変位計を用いて3次的に計測した結果、ほぼ平滑であることが確認された。

既存部コンクリートは、既存部コンクリート側の型枠を垂直に立てて組んだ後、コンクリートを打設し、製作した。既存部コンクリートの接合面の表面状態は、表面加工コンクリート型枠用合板を使用することで平滑になっているため、接合面の仕上がり状態による噛み合い抵抗は、実験結果に影響しないと考えられる。更に、既存部のコンクリートと補強部のグラウト表面の間に生じる付着抵抗や摩擦抵抗を極力少なくするために、Photo 3-2に示すように接合面にはグリスを塗布した。なお、円柱状シアキーの内部にグリス及び吸水調整剤の塗布は行っていない。

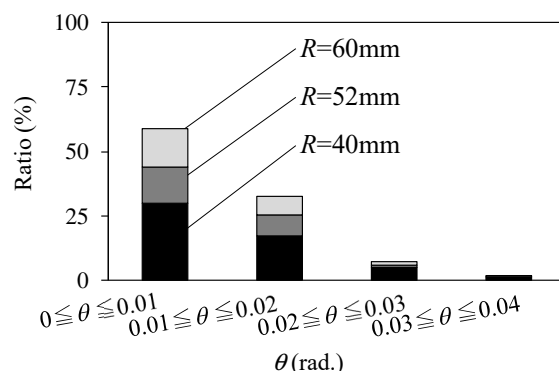


Fig.3-4 Frequency distribution of angle of bottom of cylindrical shear-key

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質

3.2 実験パラメータ及び試験体諸元

既存部の型枠を脱型した後、試験体を平置きとした状態で円柱状シアキーを施工した。その後、接合部を想定した補強部グラウト側の型枠を組み、割裂防止筋を配筋した後、グラウトを打設した。打設したグラウトは、付録3に示す耐震補強で一般的に用いられる無収縮グラウト材のプレミックスタイプであり、添加する水量は材料指定の範囲内とした。

3.3 実験方法

載荷方法及び計測計画は、2.3節で記述したAシリーズと同じであるため、ここでは図と最小限の説明に留める。

3.3.1 載荷方法

載荷方法は、単調載荷と正負交番繰り返し載荷とした。各々の載荷方法によるせん断加力装置を Fig.3-5 に示す。また、軸方向力は一定の荷重制御とした。正負交番繰り返し載荷の加力サイクルは接合面のせん断変位 $\delta_H = \pm 0.12\text{mm}$ を1回、 $\delta_H = \pm 0.25\text{mm}, \pm 0.5\text{mm}, \pm 1.0\text{mm}, \pm 2.0\text{mm}, \pm 4.0\text{mm}, \delta_H = \pm 6\text{mm}$ を2回とした。

3.3.2 せん断実験の計測計画

載荷方法毎の計測計画を Fig.3-6 に示す。計測は δ_H 及び既存部と補強部の離間距離 δ_V (以下、目開き変位と称する) とした。また、 δ_H 及び δ_V は既存部上に高感度変位計をそれぞれ2箇所ずつ配置し、その計測した値の平均値を採用した。

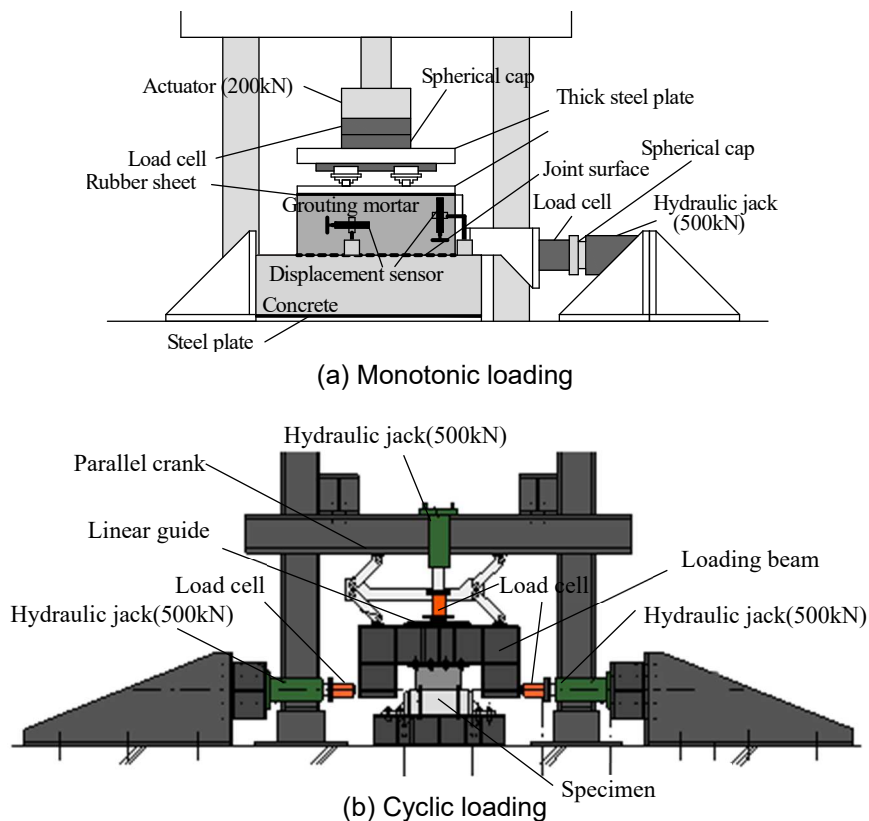


Fig.3-5 Loading equipment of shear loading test

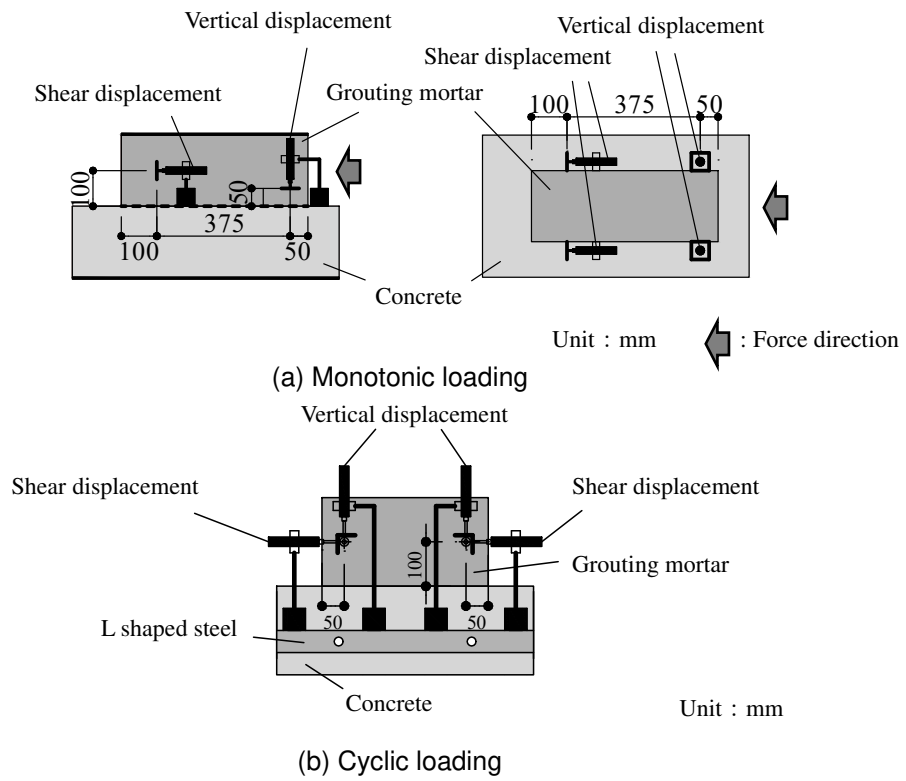


Fig.3-6 Measurement plan

3.4 実験結果

本3.4節では、単調載荷実験を基本として行い、この実験結果から最終破壊形式、せん断耐力及び力学挙動について考察する。そして、正負交番繰返し載荷と単調載荷実験の結果を比較する。

3.4.1 単調載荷実験

(1) 最終破壊形式

Sシリーズの試験体にはあと施工アンカーを配置していないため、載荷終了後に既存部から補強部を分離することができる。そのため、円柱状シアキーの最終破壊形式を目視により確認する。Photo 3-3 に最終破壊状況を示す。既存部と補強部共に外観では、ひび割れが観察されなかった。接合面の破壊状況に着目すると、同写真(a), (b)に示す $R/t=10$ とした試験体の破壊状況は、既存部のコンクリートの圧壊が顕著であり、同写真(c), (d)に示す $R/t=5$ とした試験体では、グラウトが既存部に残存している、つまりシアオフ破壊が多く存在していることが観察された。そこで、全試験体の円柱状シアキー個々の破壊形式を詳細に見ると、最終破壊形式は既存部のコンクリートの支圧破壊、円柱状シアキーのシアオフ破壊およびその両者を伴う混合破壊（以下、混合破壊と略記する）の3種類の破壊形式が確認された。Fig.3-7 に最終破壊形式を示す。ここでは既存部のコンクリートの支圧破壊を「破壊形式 A」、混合破壊を「破壊形式 B」、円柱状シアキーのシアオフ破壊を「破壊形式 C」と表記する。支圧破壊は、Fig.3-7(a)に示すように既存部に円柱状シアキーのグラウト部分が残存しておらず、既存部のコンクリートのみが圧壊していた。これに比べシアオフ破壊は、同図(c)で見られるようにグラウトが完全に既存部に残存しており、既存部のコンクリートの圧壊が見られない。また、混合破壊は同図(b)より既存部のコンクリートの破壊と共に、グラウトの大部分が既存部に残存していた。更に残置したグラウトにひび割れや、既存部のコンクリートと残置したグラウトの間に隙間が見られた。なお、混合破壊の扱いについて、補強部のグラウトの大部分が既存部に残置していることから、混合破壊を評価する上では、シアオフ破壊と同様に扱うこととする。

Fig.3-8 に R/t の違いによる最終破壊形式の頻度分布を示す。 $R/t=5$ とした試験体の最終破壊形式は、円柱状シアキーのシアオフ破壊および混合破壊が多くを占めているが、 $R/t=10$ とした試験体の最終破壊形式は、ほぼ全て既存部のコンクリートの支圧破壊になっていることがわかる。この R/t による最終破壊形式の傾向は、黒正³⁴⁾が指摘した傾向と類似する。Table 3-2 に $R/t=5$ とした試験体の破壊形式の分類と個数を示す。同表から $R=30\text{mm}$, 40mm とした場合においても $R/t=5$ であればシアオフ破壊になることが確認できる。これらより円柱状シアキーのせん断耐力を構築する際には、 R/t による破壊形式を考慮した上で、支圧破壊による評価式および混合破壊を含むシアオフ破壊による評価式の両者が必要であると考えられる。



Joint surface



Visual appearance

(a) S52-10LL1($R/t=10$)



Joint surface



Visual appearance

(b) S52-10LH1($R/t=10$)



Joint surface



Visual appearance

(c) S52-5LL1($R/t=5$)



Joint surface



Visual appearance

(d) S52-5LH1($R/t=5$)

Photo 3-3 Final fracture status (Monotonic loading)

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
3.4 実験結果

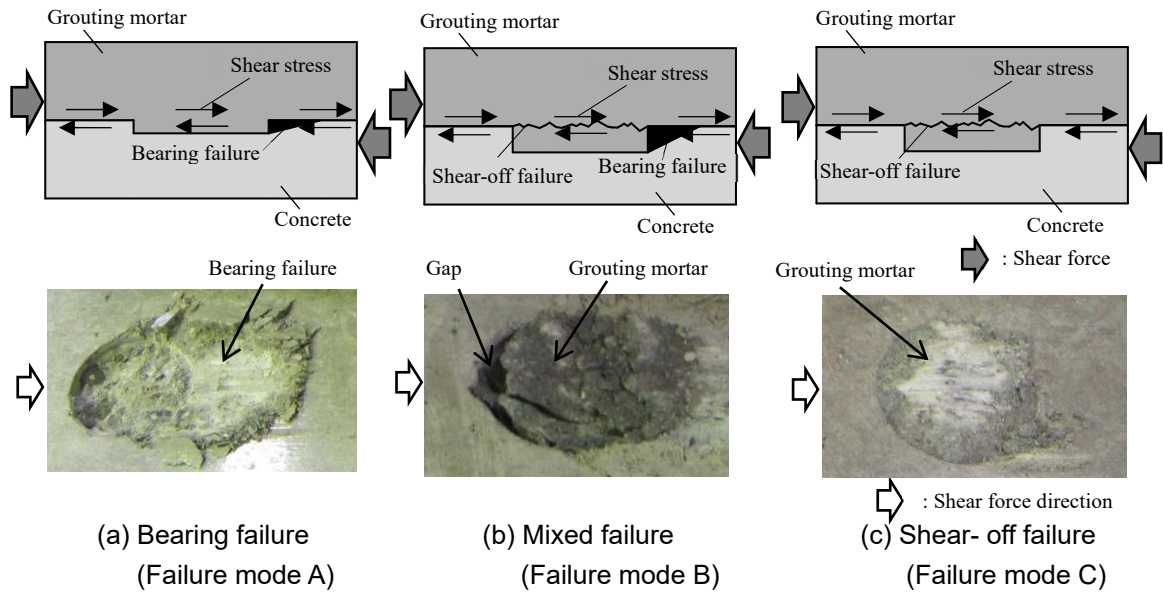


Fig.3-7 Failure mode

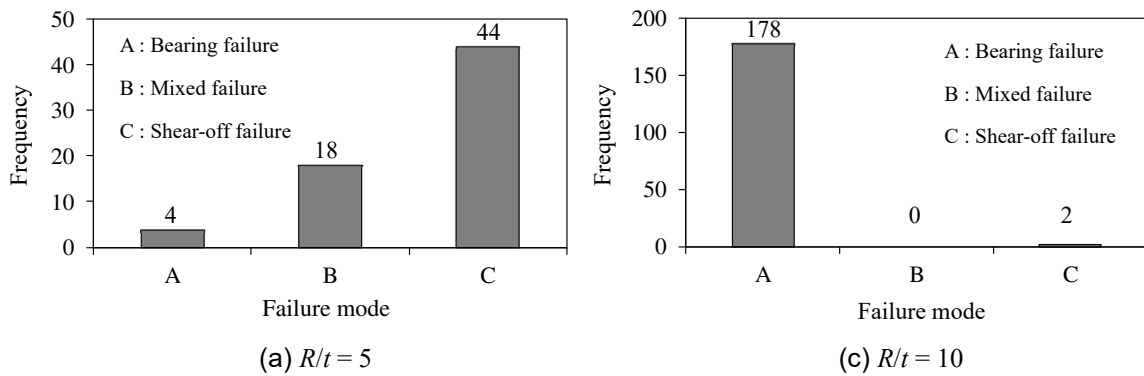


Fig.3-8 Frequency distribution of R/t due to difference of failure mode

Table 3-2 Failure mode type and number ($R/t = 5$)

Specimen	Failure mode and quantity			Specimen	Failure mode and quantity			Specimen	Failure mode and quantity		
	A	B	C		A	B	C		A	B	C
S52-5LL1	3	1	2	S52-5LH1	0	0	6	S30-5LL1	0	0	6
S52-5LL2	0	5	1	S52-5LH2	0	0	6	S30-5LL2	0	0	6
S52-5LM1	0	0	6	S52-5ML1	0	6	0	S40-5LL1	0	0	6
S52-5LM2	1	0	5	S52-5ML2	0	6	0				

(2) 支圧破壊型のせん断耐力

$R/t=10$ の支圧破壊型の実験で得られた最大せん断力をせん断耐力 bQ_{sky} とし、Fig.3-9 に $c\sigma_B$ に注目して実験で得られた bQ_{sky} を整理した支圧破壊時のせん断耐力 bQ_{sky} - 既存部のコンクリートの圧縮強度 $c\sigma_B$ 関係を示す。また、Fig.3-9(a)には $R=52\text{mm}$ の結果、(b)には $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ の結果を示している。

$R=52\text{mm}$ の結果について整理した Fig.3-9(a)より、 $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ とした試験体では、 $c\sigma_B$ が高い試験体の方が bQ_{sky} が大きくなるが、 $\sigma_0=0.95\text{N/mm}^2$ および $\sigma_0=1.43\text{N/mm}^2$ とした試験体では、一概にこのような傾向は窺えない。これらより σ_0 が大きくなると $c\sigma_B$ が与える bQ_{sky} への影響は、小さくなるようである。続いて同図(b)より $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ とした試験体に注目し、ばらつきはあるものの、ここでは1次回帰式を用いて bQ_{sky} と $c\sigma_B$ の関係性を把握することとした。その結果 R によらず $c\sigma_B$ が高い試験体の方が bQ_{sky} が大きくなっていることが理解できる。

Fig.3-10 に σ_0 に着眼して bQ_{sky} を整理した支圧破壊時のせん断耐力 bQ_{sky} - 接合面に生じる平均圧縮応力度 σ_0 関係の比較を示す。同図を見ると、1次回帰式が示すように各 $c\sigma_B$ において、 σ_0 が大きい試験体の方が bQ_{sky} も大きくなっている。これは既に触れてある望月らが報告している傾向³⁻³⁾とも一致する。 σ_0 は軸方向に作用するため、 σ_0 が増大すると既存部の軸方向の変形が拘束されることにより bQ_{sky} は増大したと推察される。

Fig.3-11 に R に着目して bQ_{sky} を整理した支圧破壊時のせん断耐力 bQ_{sky} - 円柱状シアキーの直径 R 関係を示す。同図より、 R が大きくなると bQ_{sky} も増大していることが理解できる。ここで bQ_{sky} が受圧面積に比例するとした場合、 R/t が一定であれば bQ_{sky} は R の二乗の関数に近似するはずである。しかしながら同図に示しているように bQ_{sky} は、 $R^{0.829}$ に比例していることから R の違いにより支圧応力度は変化していることがわかる。六車³⁻⁷⁾によれば、受圧面積(文献3-7)の支圧面積に該当する)が小さいほど、コンクリートの圧縮強度と支圧強度の比は大きくなると報告されており、円柱状シアキーにおいても同様の傾向を呈したものと推察される。

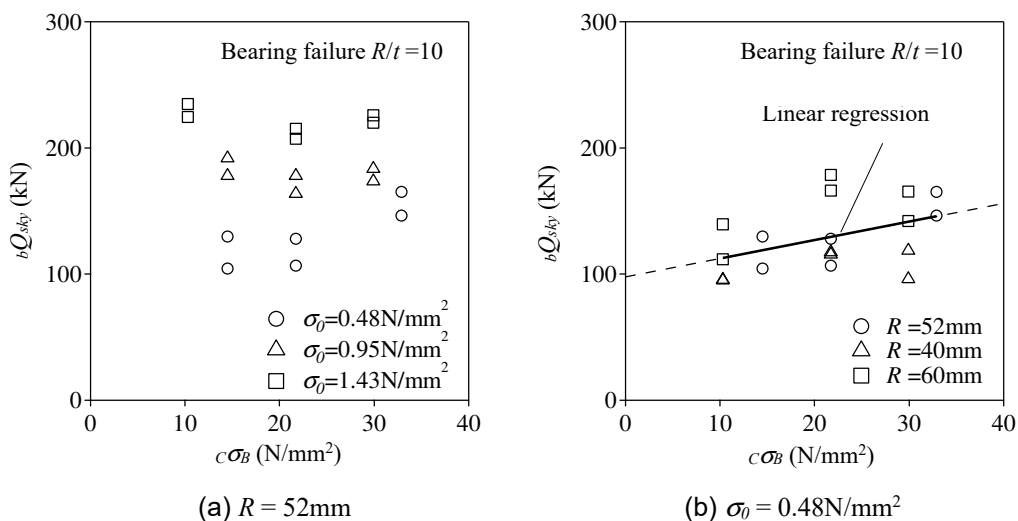


Fig.3-9 Bearing strength – concrete compressive strength (bQ_{sky} - $c\sigma_B$) relations

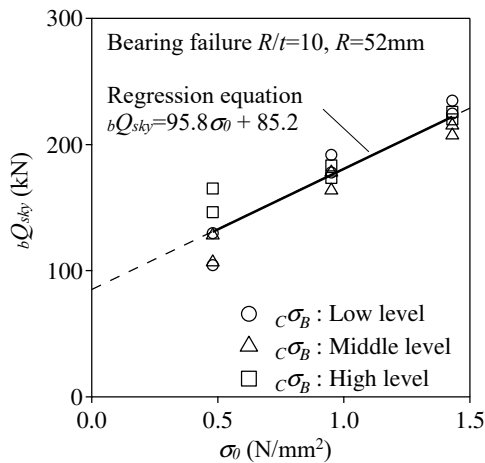


Fig.3-10 Bearing strength – average compressive stress ($bQ_{sky} - \sigma_0$) relations

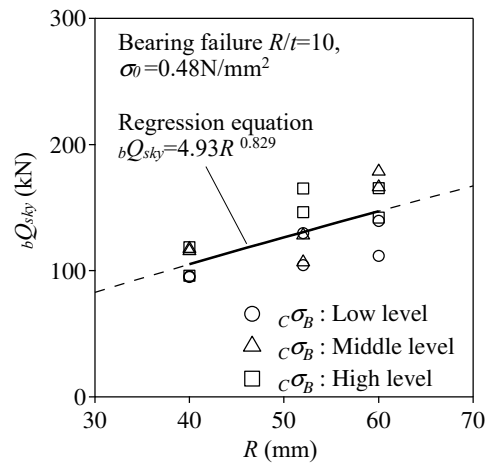


Fig.3-11 Bearing strength – diameter of cylindrical shear-key ($bQ_{sky} - R$) relations

(3) シアオフ破壊型のせん断耐力

$R/t=5$ のシアオフ破壊型の実験で得られた最大せん断力をせん断耐力 sQ_{sky} とし、破壊形式がシアオフ破壊となる試験体は、グラウトの圧縮強度に大きく依存するものと推察される。また、普通コンクリートを対象とした山田らの研究によれば、軸応力とコンクリートの圧縮強度の比（本論文における $\sigma_0 / G\sigma_B$ ）が大きい程、せん断耐力が大きいと報告されている³⁻⁸⁾ことより、 σ_0 はシアオフ破壊時のせん断耐力に影響すると考えられる。本実験では、グラウト強度が全試験体で同程度であったため、 σ_0 のみに着目して実験結果を整理する。Fig.3-12 にシアオフ破壊時のせん断耐力 sQ_{sky} - 接合面に生じる平均圧縮応力度 σ_0 関係を示す。3.4.1 項(1)で述べた通り、混合破壊が主となった試験体 S52-5LL および S52-5ML においては、シアオフ破壊と同様に扱う。 $R/t=5$ とした試験体においても、 σ_0 が大きい試験体の方が sQ_{sky} が大きく、山田らの論文と同じ傾向を示した。また、同図と Fig.3-10 の $R/t=10$ の回帰係数を比較すると、 $R/t=5$ とした試験体の方が sQ_{sky} に対する σ_0 の影響は大きいと言える。

(4) 支圧破壊型の荷重-せん断変位関係

支圧破壊型の円柱状シアキーによる水平荷重 δQ_{sky} と δ_H の関係を観察する。Fig.3-13 に $R=52\text{mm}$, $R/t=10$ とした支圧破壊時の荷重 δQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係を示し、同様に Fig.3-14 に $R=40\text{mm}$ 及び 60mm , $R/t=10$ とした荷重 δQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係を示す。Fig.3-13 を見ると、 bQ_{sky} までは高い剛性で荷重が増大し、その後 $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ の試験体は荷重が低下するが、 $\sigma_0=0.95, 1.43\text{N/mm}^2$ とした試験体の荷重は、若干上下しながらスリップしている。そのため、 σ_0 が大きい程、 bQ_{sky} 時の δ_H が大きくなることが見られる。しかしながら、Fig.3-14 を観察すると bQ_{sky} 時の δ_H は R によらず概ね同じである。これらより、 bQ_{sky} 時の δ_H は σ_0 に相関していると推察される。 bQ_{sky} を迎えた後のポストピーク領域では、どの試験体も比較的緩やかな荷重低下を示す傾向を呈している。

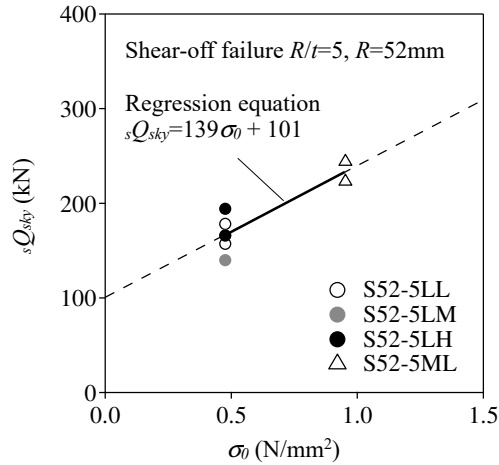


Fig.3-12 Shear-off strength – average compressive stress ($Q_{sky} - \sigma_0$) relations

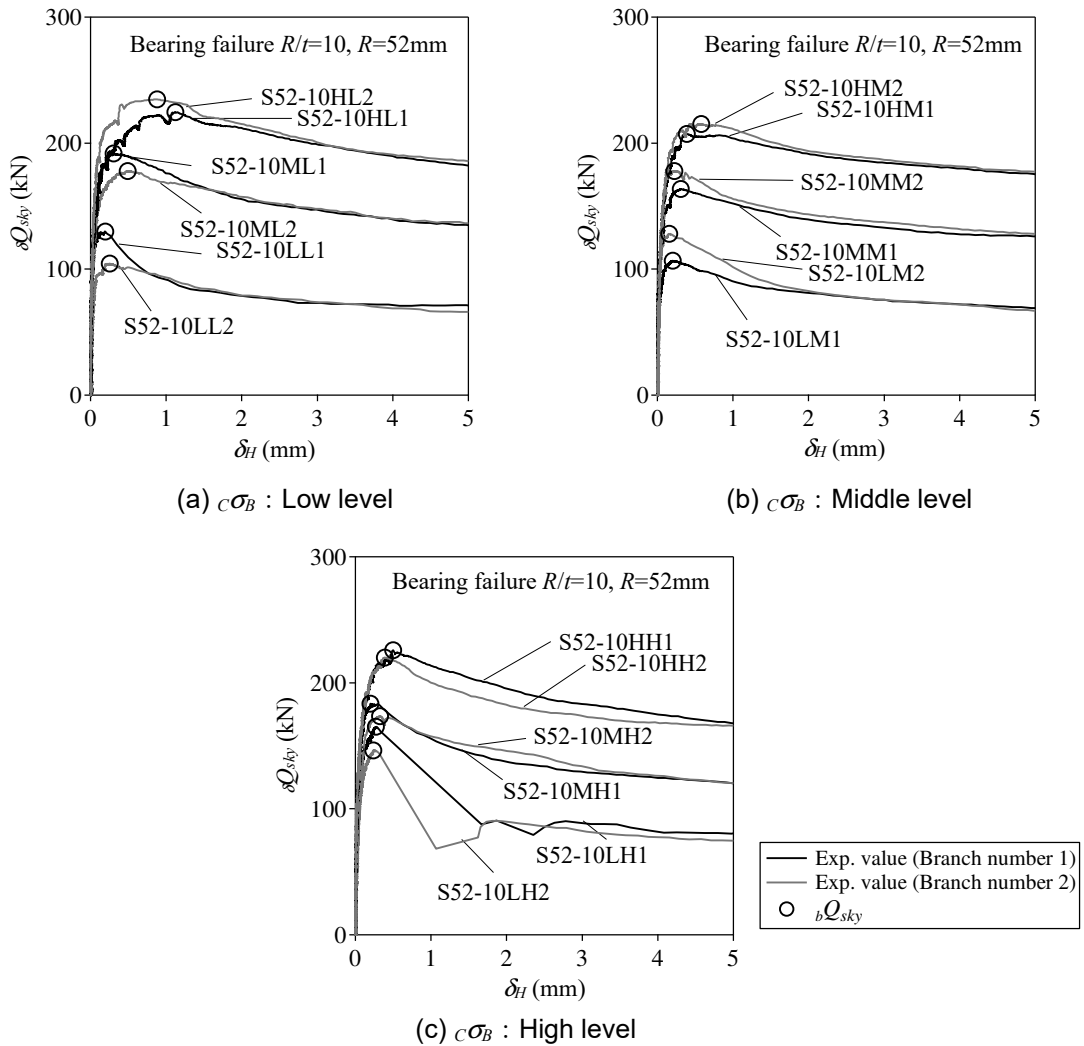


Fig.3-13 Load – displacement ($\delta Q_{sky} - \delta_H$) relations
($R/t = 10, R = 52\text{mm}$, Monotonic loading)

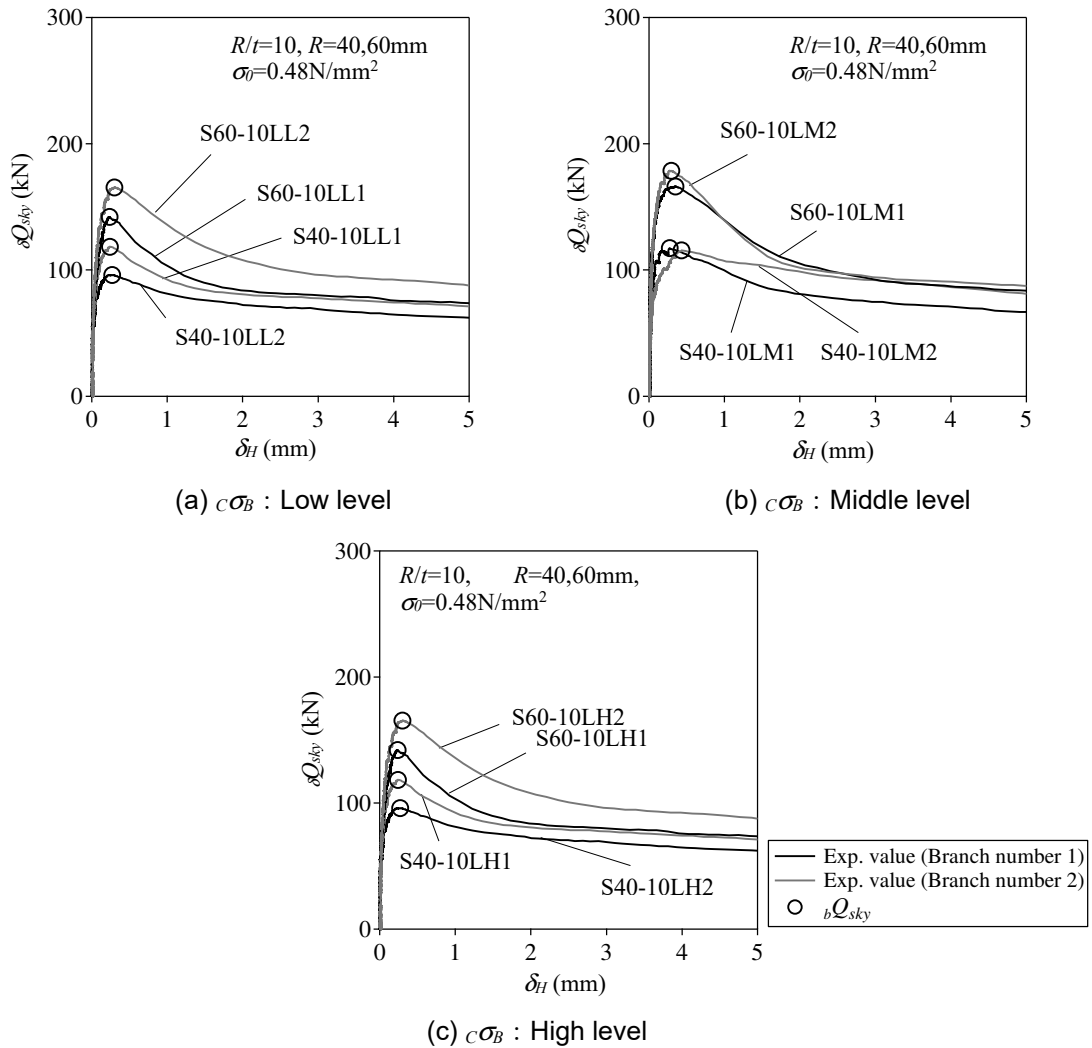


Fig.3-14 Load – displacement ($\Delta Q_{sky} - \delta_H$) relations
($R/t=10, R=40,60\text{mm}$, Monotonic loading)

(5) シアオフ破壊型の荷重-せん断変位関係

シアオフ破壊型の円柱状シアキーによる水平荷重 ΔQ_{sky} と δ_H の関係を観察する。Fig.3-15に $R=52\text{mm}$, $R/t=5$ としたシアオフ破壊時の荷重 ΔQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係を示し、同様に Fig.3-16に $R=30\text{mm}$ 及び 40mm , $R/t=5$ とした荷重 ΔQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係を示す。Fig.3-15(a)を見ると、支圧破壊時の挙動と同じように、 σ_θ が大きい程 ΔQ_{sky} 時の δ_H が大きくなることが見られる。 ΔQ_{sky} を迎えた後のポストピーク領域では、支圧破壊と比較すると荷重の低下が大きいことが見られる。また、Fig.3-15(c)に示す試験体 S52-5LH-1,2 では、 ΔQ_{sky} 後に急激なせん断変位が生じたため、ポストピーク領域の計測が出来なかった。

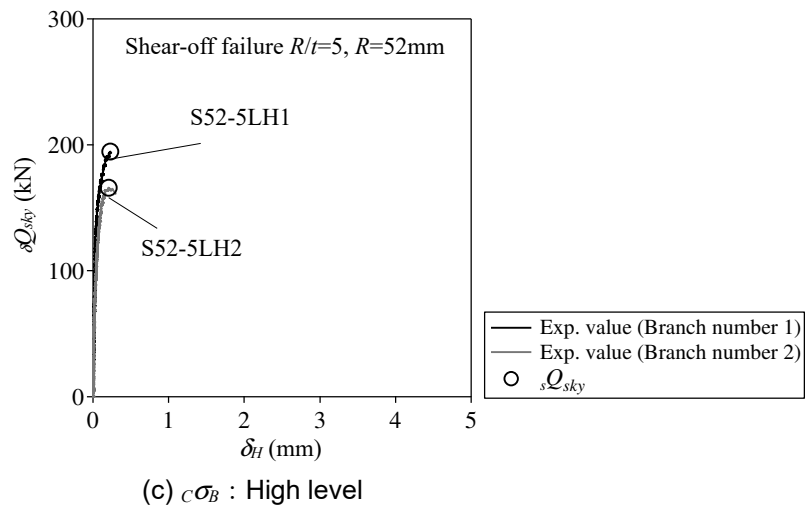
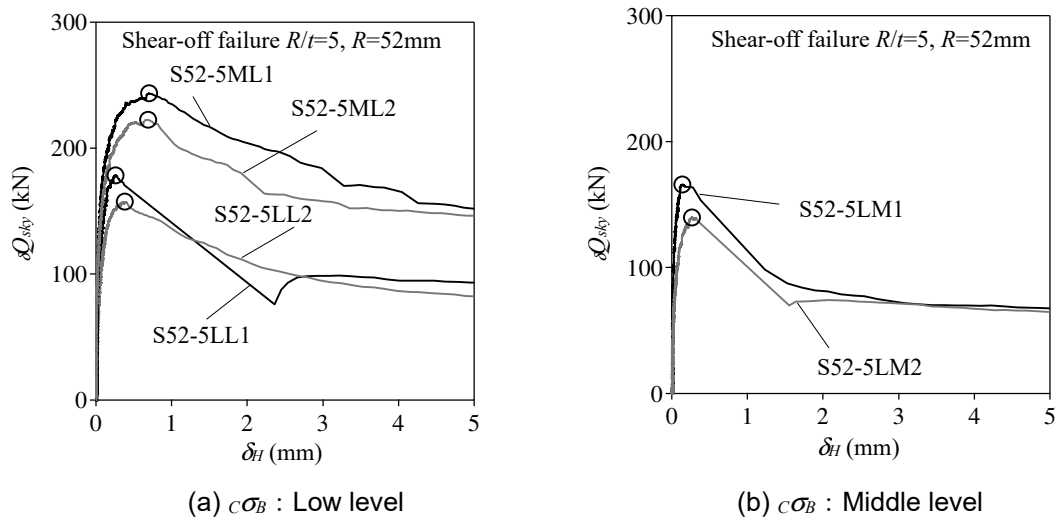


Fig.3-15 Load – displacement ($\delta Q_{sky} - \delta_H$) relations
($R/t = 5, R = 52\text{mm}$, Monotonic loading)

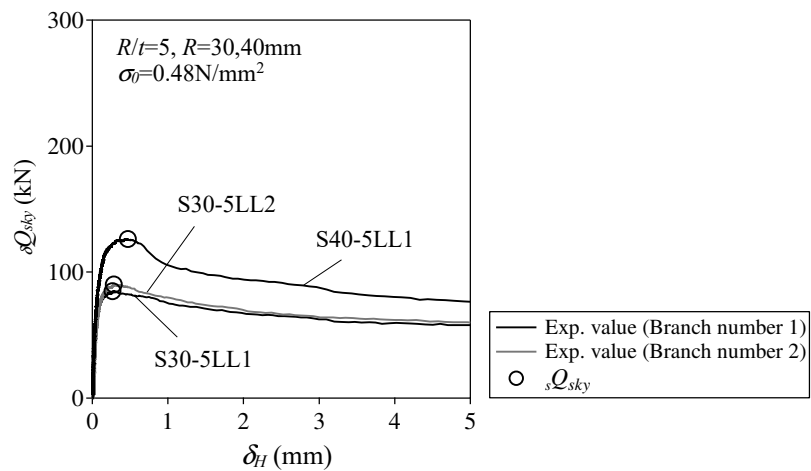


Fig.3-16 Load – displacement ($\delta Q_{sky} - \delta_H$) relations
($R/t = 5, R = 30,40\text{mm}$, Monotonic loading)

(6) 目開きの挙動

本3.4.1項(6)では接合面の目開きの挙動を観察し、この目開きが生じる現象について考察する。 $R/t=10$, $R/t=5$ とした試験体のそれぞれの目開き変位 δ_V -せん断変位 δ_H 関係を、Fig.3-17及びFig.3-18に示す。なお、 $R/t=5$ の試験体 S52-5LH-1,2 の δ_V は、 sQ_{sky} 後に急激なせん断変位が生じたことにより、正確に計測ができなかったため、ここでは図示しない。

Fig.3-17及びFig.3-18より、全試験体において δ_H が増大するにつれて δ_V が増大する。変動因子毎に見ると、Fig.3-17(a)及びFig.3-18(a)より、 σ_0 が大きい程、目開きが小さい傾向が見られるが、 $c\sigma_B$ においては、大きな挙動の違いは見られなかった。また、 $R/t=10$ とした試験体の δ_V 履歴は、緩やかに推移していることに対し、 $R/t=5$ とした試験体は、推移が急に变化する箇所が存在する。

ここで、2.4.1項(4)のFig.2-9で示した、あと施工アンカーのみを配置した試験体と、Fig.3-17及びFig.3-18の σ_0 を同じ時の試験体の δ_V を比較すると、円柱状シアキーのみを配置した方が δ_V の値は大きく推移している。Fig.3-17(b)及びFig.3-18にあと施工アンカーのみを配置した試験

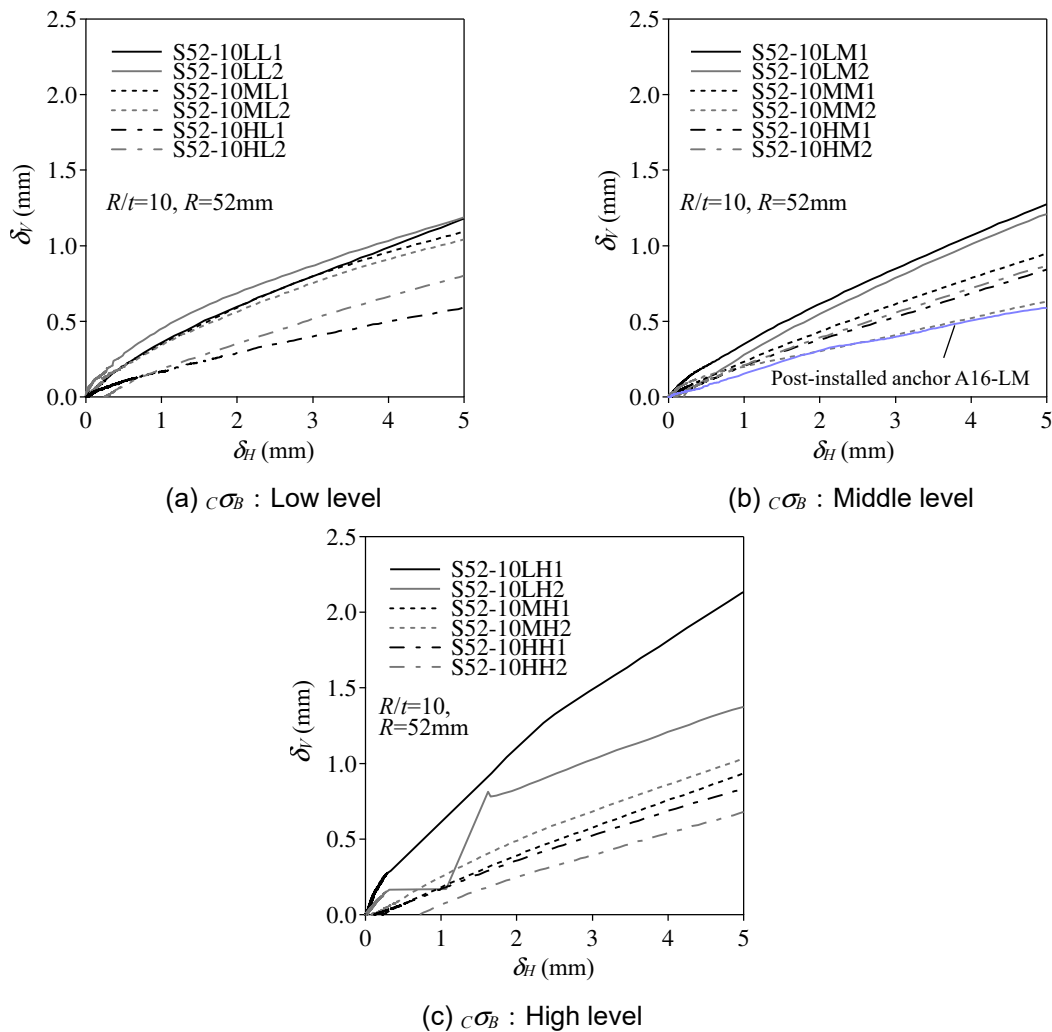


Fig.3-17 Separation distance - shear displacement (δ_V - δ_H) relations ($R/t=10$, $R=52\text{mm}$)

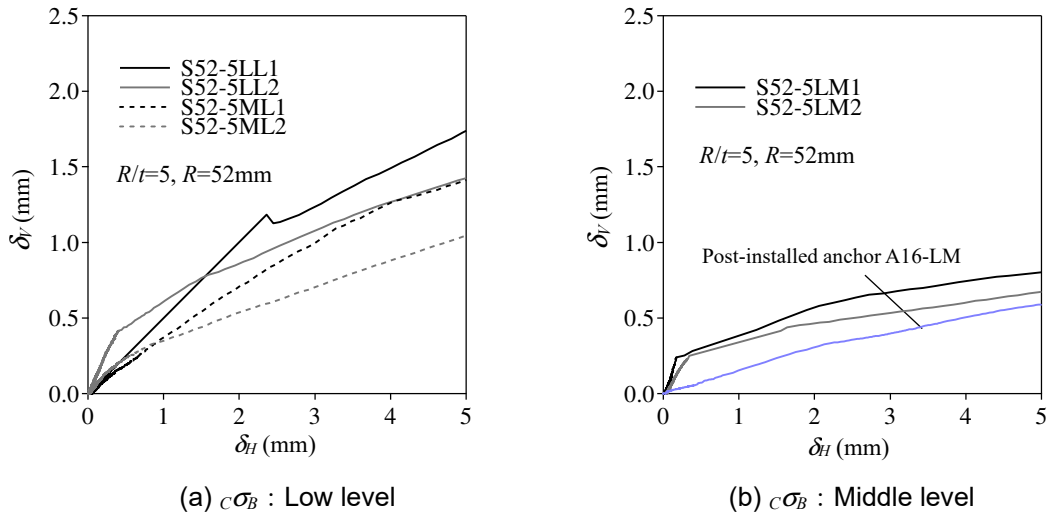


Fig.3-18 Separation distance - shear displacement ($\delta_V - \delta_H$) relations ($R/t=5, R=52\text{mm}$)

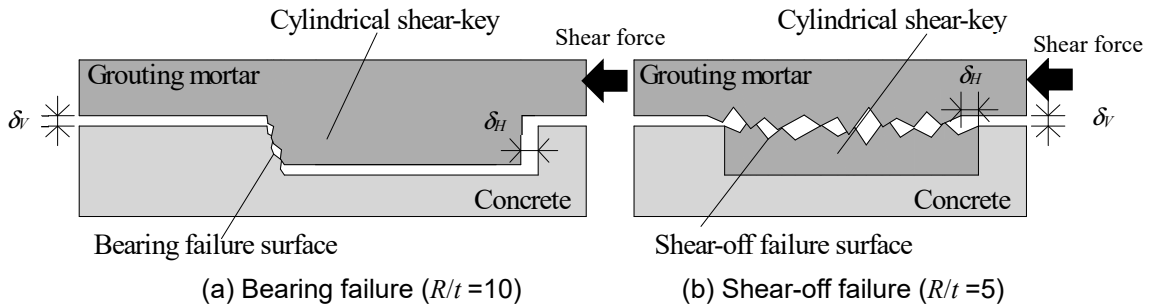


Fig.3-19 Behavior for each assumed failure mode

体 A16-LM を併記する。

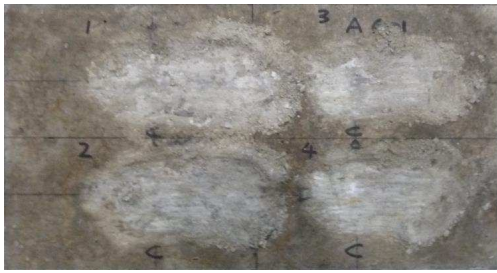
Fig.3-19 に想定する破壊形式毎の挙動を示す。同図に示すように支圧破壊型の円柱状シアキーは、せん断変位の増大により円柱状シアキーの側面が損傷し、その損傷面を乗り越えるような挙動を呈することから、 δ_V が増大すると思われる。また、シアオフ破壊型の円柱状シアキーについては、シアオフ破壊後、破壊面の凹凸による噛み合い抵抗が生じることからせん断変位の増大に伴い δ_V も増大すると考えられる。

以上より、併用時の δ_V は試験体により差異が見られるものの、両者の破壊形式共に円柱状シアキーの影響で増大することがわかる。

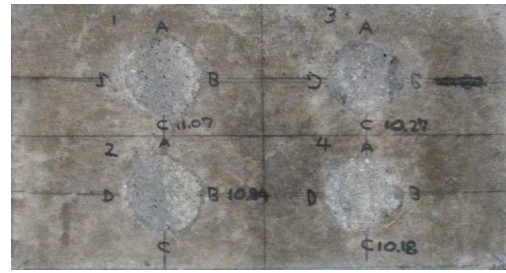
3.4.2 正負交番繰り返し载荷実験

(1) 荷重-せん断変位関係

Photo 3-4 に正負交番繰り返し载荷実験における最終破壊状況を示す。同写真より、 $R/t=10$ とした試験体 S52-10LM-cy の破壊形式は、単調载荷と同様に既存部のコンクリートの支圧破壊となり、 $R/t=5$ とした試験体 S52-5LM-cy の破壊形式は、シアオフ破壊となった。このことより、



Bearing failure

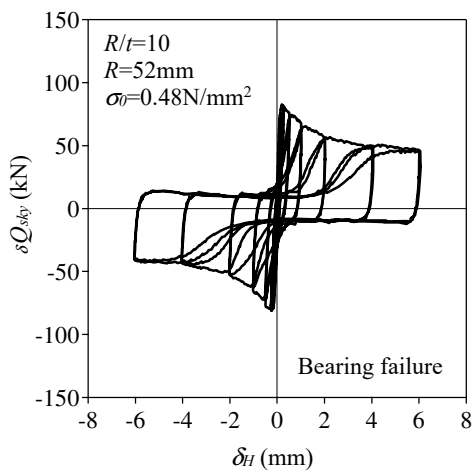


Shear-off failure

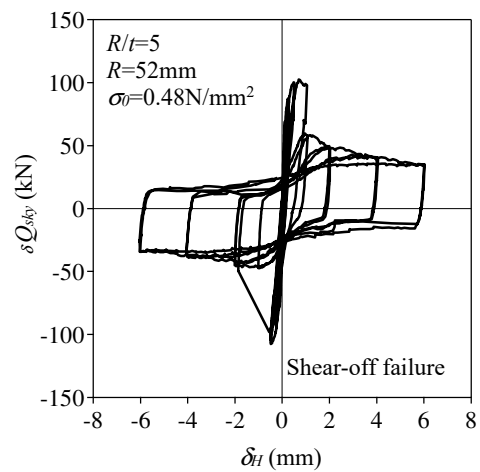
(a) S52-10LM-cy ($R/t = 10$)

(b) S52-5LM-cy ($R/t = 5$)

Photo 3-4 Final fracture status (Cyclic loading)

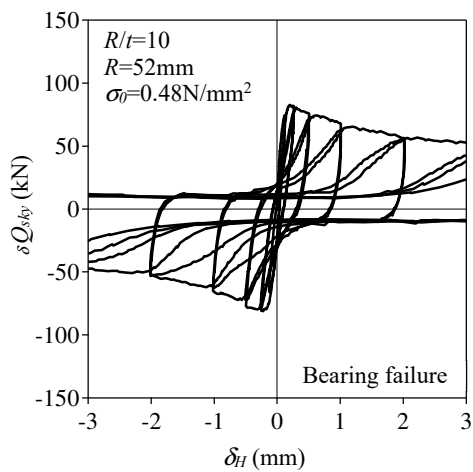


(a) S52-10LM-cy

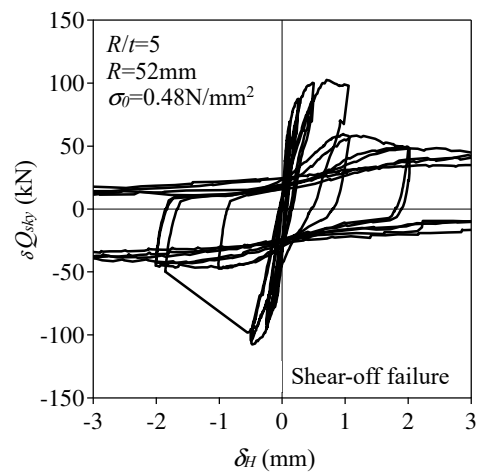


(b) S52-5LM-cy

Fig.3-20 Load – displacement ($\delta Q_{sky} - \delta_H$) relations (Cyclic loading)



(a) S52-10LM-cy



(b) S52-5LM-cy

Fig.3-21 Load – displacement ($\delta Q_{sky} - \delta_H$) relations (Cyclic loading)

破壊形式は繰り返しの有無に依存しないことがわかる。

Fig.3-20 に载荷方法を正負交番繰り返し载荷とした時の荷重 δQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係を示す。 $R/t=5$ のシアオフ破壊型の試験体では、最大荷重後、急激な荷重低下を伴い、2回目のサイクルではこの低下した荷重を迎った。それに比べ、 $R/t=10$ の支圧破壊型の試験体は、最大荷重を迎えた後に緩やかに荷重が低下した。繰り返しの履歴がわかりやすいように、Fig.3-21 に $|\delta_H| \leq 3\text{mm}$ の範囲における荷重 δQ_{sky} -せん断変位 δ_H 関係を示す。同図を見ると、破壊形式によらず、どのサイクルにおいても2サイクル目の δQ_{sky} は、1サイクル目とほぼ同じ値である。そのため、シアオフ破壊による急激な荷重低下を除けば、繰り返しによる荷重低下は小さいと言える。この傾向を踏まえ、単調载荷と正負交番繰り返し载荷による δQ_{sky} を比較する。

(2) 単調载荷と正負交番繰り返し载荷の荷重-せん断変位関係の比較

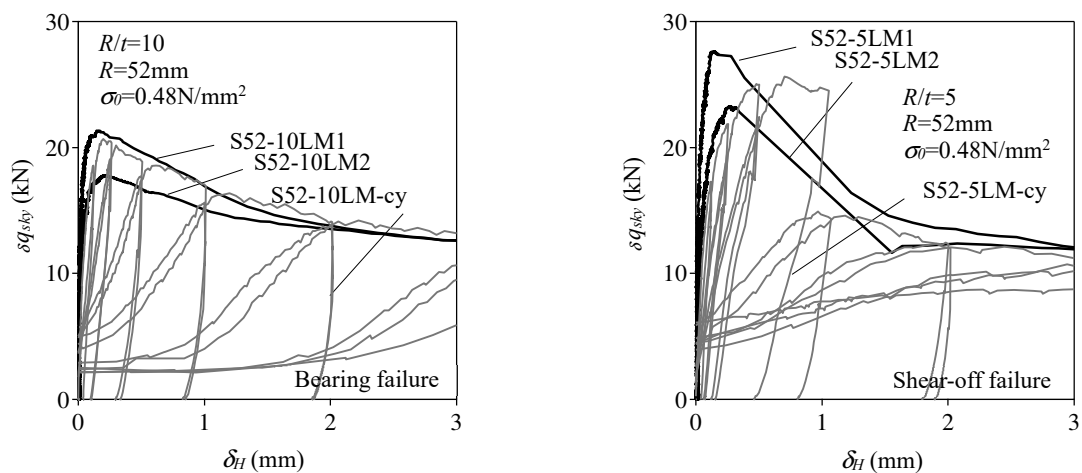
単調载荷とした試験体では、円柱状シアキーを6個配置し、正負交番繰り返し载荷とした試験体では、円柱状シアキーを4個配置している。そこで、単調载荷と正負交番繰り返し载荷の δQ_{sky} - δ_H を比較し易いように、円柱状シアキー1個当たりが負担するせん断力 δq_{sky} を用いて検討する。 δq_{sky} と δQ_{sky} の関係は次式となる。

$$\delta Q_{sky} = n_{sky} \cdot \delta q_{sky} \quad (3-1)$$

ここに、 n_{sky} は接合面に配置された円柱状シアキーの個数である。

Fig.3-22 に円柱状シアキー1個当たりが負担する荷重 δq_{sky} - せん断変位 δ_H における単調载荷と正負交番繰り返し载荷の比較を示す。前述のように同図(a)に示す $R/t=10$ の支圧破壊型では、単調载荷及び正負交番繰り返し载荷共に最大荷重後、緩やかな荷重低下が見られることに対し、同図(b)の $R/t=5$ の支圧破壊型では、両载荷共に最大荷重後、大きな耐力低下する。また、正負交番繰り返し载荷の包絡線として見ると、 $R/t=10$ 及び $R/t=5$ の試験体は共に、単調载荷と概ね同じ挙動を呈していることが観察される。これらより、円柱状シアキーの荷重-せん断変位関係は、単調载荷と正負交番繰り返し载荷において、顕著な挙動の違いが見られない。

ここで実務の設計や施工に用いる破壊形式について、触れておく。これまでの実験結果から、 $R/t=10$ とした支圧破壊型の円柱状シアキーは、 $R/t=5$ のシアオフ破壊型に比べ、靱性的な挙動を呈する。換言すれば、最大せん断力後の荷重低下が大きいシアオフ破壊は、脆性的な破壊である。また、Fig3-8に示すように $R/t=10$ とした破壊形式は、ほぼ全ての試験体において支圧破壊型となっている。これらより、設計に用いる円柱状シアキーの形状は、靱性的な挙動を呈する $R/t=10$ 程度とする支圧破壊型を使用することが望ましいと言える。更に、施工においては、この破壊形式を意識して穿孔することが肝要である。しかしながら、シアオフ破壊型の構造的性質を把握することが必要であると考え、本論文ではシアオフ破壊型に対してもせん断耐力式やせん断力 - せん断変位関係の評価式の構築を試みる。



(a) S52-10LM1・2,S52-10LM-cy

(b) S52-5LM1・2,S52-5LM-cy

Fig.3-22 Comparison of load per one cylindrical shear-key – displacement ($\delta q_{sky} - \delta_H$) relations of monotonic and cyclic loading

3.5 せん断耐力式

3.5.1 支圧破壊型

せん断実験の検証結果から、円柱状シアキーの破壊形式は3種類に分類された。また、この破壊形式は R/t に大きく依存することがわかった。本 3.5.1 項では、まず $R/t=10$ の実験結果を用いて、支圧破壊によるせん断耐力式を構築する。

3.2.2 項で述べた通り凹部側底面がほぼ平滑であることから、円柱状シアキーの底面の凹凸が構造性能へ与える影響は小さいと考えられる。また、中野ら³⁻⁹⁾は接合面の摩擦抵抗を考慮しているが、3.4.1 項(6)で示したように接合面に目開きが生じている。これらを鑑みて、実験結果を数値処理する上で凹部側底面及び接合面に作用する付着抵抗および摩擦抵抗は、本論文において考慮しない。また、支圧破壊型のせん断耐力 bQ_{sky} は、次式に示すように円柱状シアキー1個のせん断耐力 bq_{sky} に、接合面に配置された円柱状シアキーの配置個数 n_{sky} を乗じて算定されることとする。

$$bQ_{sky} = n_{sky} \cdot bq_{sky} \quad (3-2)$$

(1) 受圧面積 A_{sky}

円柱状シアキーにより既存部のコンクリートは、支圧応力 σ_c を受ける。この σ_c が円柱状シアキーの側面に対し、放射状で一様に分布していると仮定すると、支圧破壊時のせん断耐力 bq_{sky} は、次式に示すように受圧面積 A_{sky} と bq_{sky} 時の平均支圧応力度 σ_c のせん断方向成分 σ_{cs} を乗じた値で示すことができる。

$$bq_{sky} = A_{sky} \cdot \sigma_{cs} \quad (3-3)$$

Fig.3-23 に円柱状シアキーのせん断抵抗領域の仮定を示す。 σ_c は、既存部のコンクリートの支圧破壊の状況より、Fig.3-23(a)に示すよう円柱状シアキーの中心から放射状に分布していると推察される。ここで上記の通り便宜的に σ_c が均一に作用するものとみなすと、 bQ_{sky} は σ_{cs} を円柱状シアキーの円弧上および高さ方向 (y 方向) で積分した値と釣り合うことから、下式が導かれる。

$$bq_{sky} = \int_{R_s} \sigma_c \cdot \cos \theta \cdot dA_{sky} = \int_{R_s} \sigma_{cs} \cdot dA_{sky} \quad (3-4)$$

ここに θ は σ_c のせん断方向に対する角度、 R_s は円弧上に σ_c が作用する範囲、 dA_{sky} は微小受圧面積である。

前掲の Fig.3-7 の破壊状況から、円柱状シアキーはその中心からせん断加力方向に向かって $\pm\pi/2\text{rad.}$ の範囲で主にせん断力に抵抗していると判断できる。また、 σ_{cs} が θ 及び高さ方向に関わらず均一に作用すると考えることから、 A_{sky} は次式のように表される。

$$A_{sky} = \int_R dA_{sky} = \int_{-2/\pi}^{+2/\pi} t \cdot \frac{R}{2} d\theta = \frac{\pi \cdot R \cdot t}{2} \quad (3-5)$$

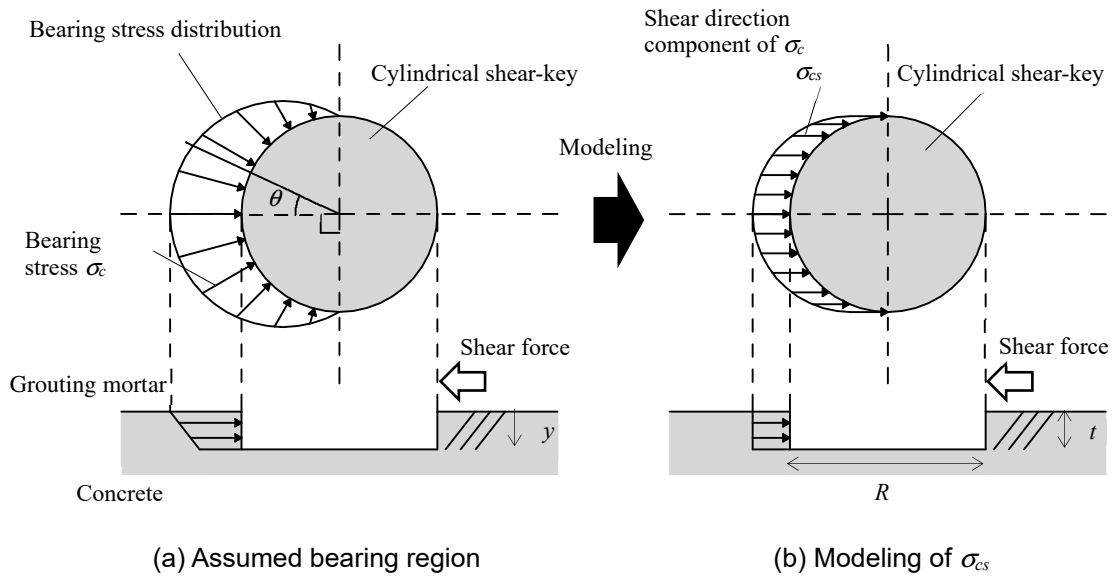


Fig.3-23 Assuming shear resistance region of cylindrical shear-key

(2) 平均圧縮応力度 σ_c のせん断方向成分 σ_{cs}

本実験の結果より、支圧破壊時のせん断耐力は、 $c\sigma_B$ 、 σ_0 および R の影響に左右される。また、Fig.3-9～11に示すように、実験結果においてある程度のばらつきは生じるが、著者らは設計手法を構築する際に、できる限り簡便となることに配慮し、1次回帰式を用いて実験結果を整理する。これらを踏まえ提案するせん断耐力式は、以下に示す式を用いることで、各変動因子の影響を考慮することとする。

$$\sigma_{cs} = C_C \cdot C_N \cdot C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs} \tag{3-6}$$

ここに C_C 、 C_N 、 C_R は、それぞれ $c\sigma_B$ 、 σ_0 および R による補正係数である。また、 $\bar{\sigma}_{cs}$ はこれら全ての補正係数が1である場合の基準となる平均支圧応力度であり、これを基準支圧応力度と称する。

続いて次式を用いて試験体毎の σ_{cs} を算出し、各変動因子がせん断耐力に及ぼす影響の度合いを定量化する。

$$\sigma_{cs} = \frac{bQ_{sky}}{A_{sky}} \tag{3-7}$$

Fig.3-24に本実験で得られた各変動因子とせん断耐力時の平均支圧応力度 σ_c のせん断方向成分 σ_{cs} の相関関係を示し、Table 3-3に各補正係数の導出のための算定結果一覧を示す。また、Table 3-3にはFig.3-24に示す各変動因子の σ_{cs} を評価するために用いた試験体を掲げている。加えてFig.3-24に各変動因子 $c\sigma_B$ 、 σ_0 、 R によるそれぞれの回帰式 $c\sigma_{cs}$ 、 $N\sigma_{cs}$ 、 $R\sigma_{cs}$ を併記している。

著者らはこれらの各回帰式を無次元化することで、各補正係数を導出する手法を提案する。提案する導出手順は、次の通りである。

- ①各変動因子の評価に用いた試験体における、それぞれの変動因子の平均値 $c\bar{\sigma}_B$ 、 $\bar{\sigma}_0$ 、 \bar{R} を求

める。

②上記①で求めた $c\bar{\sigma}_B$, $\bar{\sigma}_\theta$, \bar{R} を各回帰式にそれぞれ代入し、各変動因子における σ_{cs} の平均値 $c\bar{\sigma}_{cs}$, $N\bar{\sigma}_{cs}$, $R\bar{\sigma}_{cs}$ を算出する。

③最後に各回帰式を $c\bar{\sigma}_{cs}$, $N\bar{\sigma}_{cs}$, $R\bar{\sigma}_{cs}$ で除すことで各補正係数が導かれる。

上記の手順で導かれた $c\bar{\sigma}_B$, $\bar{\sigma}_\theta$, \bar{R} を Table 3-3 に示し、 $c\bar{\sigma}_{cs}$, $N\bar{\sigma}_{cs}$, $R\bar{\sigma}_{cs}$ を Fig.3-24 に併記している。更に、各補正係数 C_C , C_N , C_R は次式で表される。

$$C_C = \frac{c\sigma_{cs}}{c\bar{\sigma}_{cs}} = \frac{0.552 c\sigma_B + 44.2}{56.0} \quad (3-8)$$

$$C_N = \frac{N\sigma_{cs}}{N\bar{\sigma}_{cs}} = \frac{39.1\sigma_\theta + 34.8}{71.9} \quad (3-9)$$

$$C_R = \frac{R\sigma_{cs}}{R\bar{\sigma}_{cs}} = \frac{-1.32R + 123}{56.0} \quad (3-10)$$

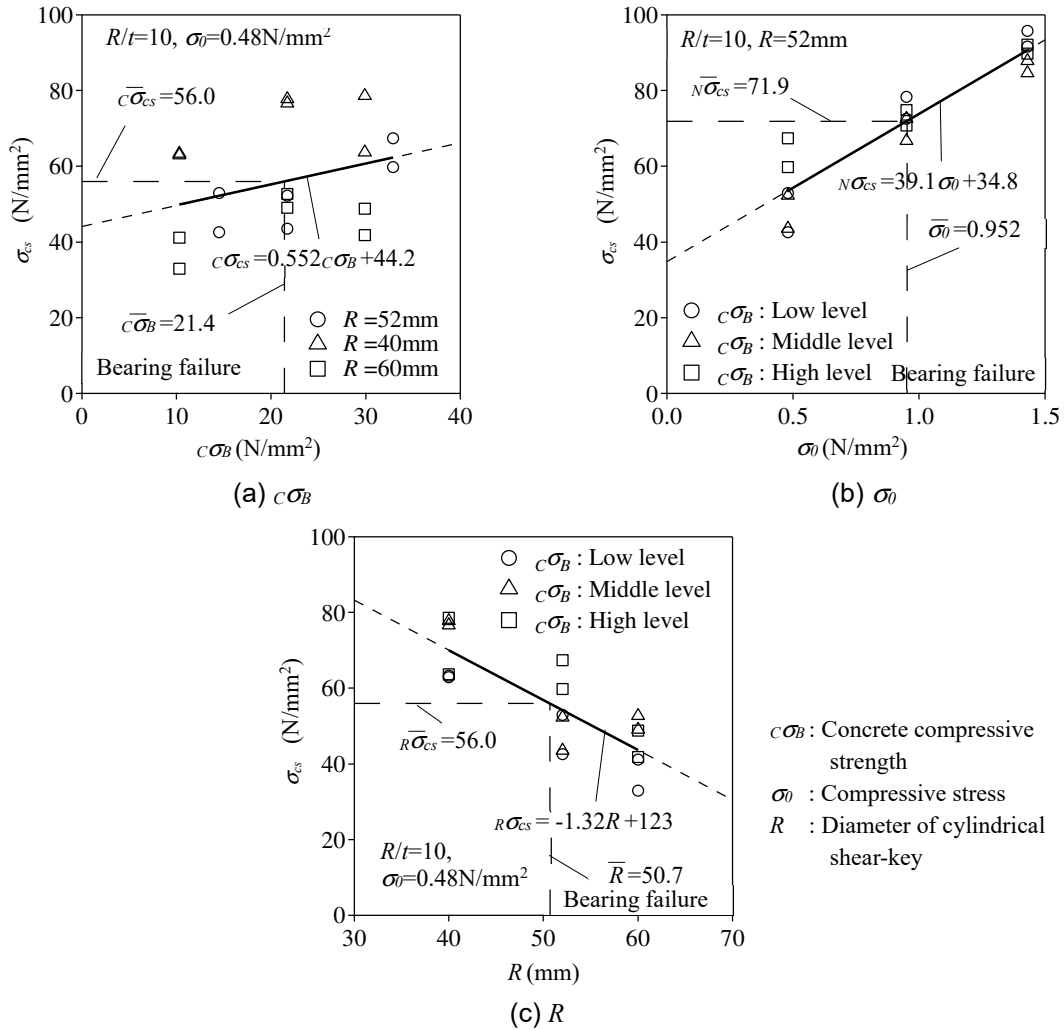


Fig.3-24 Correlation between each parameter and shear direction component of bearing stress σ_{cs}

Table 3-3 List of calculation results for deriving C_C , C_N and C_R

No.	Specimens for evaluating σ_{cs}			σ_{cs}		${}_{sp}\bar{\sigma}_{cs}$	
	${}_c\sigma_B$	σ_0	R	Branch No.1	Branch No.2	Branch No.1	Branch No.2
S52-10LL	14.5	0.48	52	52.96	42.56	79.14	63.60
S52-10LM	21.7	0.48	52	43.52	52.24	60.44	72.55
S52-10LH	32.9	0.48	52	67.38	59.74	84.29	74.73
S52-10ML	—	0.95	—	78.29	72.58	86.75	80.43
S52-10MM	—	0.95	—	66.73	72.53	68.71	74.68
S52-10MH	—	0.95	—	74.82	70.78	71.29	67.44
S52-10HL	—	1.43	—	91.60	95.78	84.41	88.26
S52-10HM	—	1.43	—	84.63	87.79	69.25	71.83
S52-10HH	—	1.43	—	92.16	89.76	69.78	67.96
S40-10LL	10.3	—	40	63.35	62.95	76.71	76.22
S40-10LM	21.7	—	40	77.76	76.61	83.60	82.37
S40-10LH	29.9	—	40	63.67	78.61	63.35	78.21
S60-10LL	10.3	—	60	32.91	41.11	63.90	79.82
S60-10LM	21.7	—	60	48.99	52.55	84.45	90.77
S60-10LH	29.9	—	60	41.82	48.74	66.71	77.74
Average	21.4	0.952	50.7	—	—	75.3	

また、式(3-6)を変換した次式により各試験体において、各補正係数を考慮した時のせん断方向の支圧応力度 ${}_{sp}\bar{\sigma}_{cs}$ を算出し、Table 3-3 に併記する。

$${}_{sp}\bar{\sigma}_{cs} = \frac{\sigma_{cs}}{C_C \cdot C_N \cdot C_R} \quad (3-11)$$

ここに左下付きの ${}_{sp}$ は試験体 No. である。

上式より求められた ${}_{sp}\bar{\sigma}_{cs}$ の平均値は 75.3N/mm² である。前述した各補正係数の導出方法の特性から、 ${}_{sp}\bar{\sigma}_{cs}$ の平均値が基準支圧応力度 $\bar{\sigma}_{cs}$ となる。

(3) 支圧破壊型のせん断耐力式

ここでは、前(1)、(2)で構築した支圧破壊型のせん断耐力を整理し、式を再掲する。前掲の式(3-3)に示すように、円柱状シアキー1個の支圧破壊時のせん断耐力 ${}_bq_{sky}$ は、受圧面積 A_{sky} に平均支圧応力度のせん断方向成分 σ_{cs} を乗じて算定され、 A_{sky} は式(3-5)で与えられる。つまり、 ${}_bq_{sky}$ は次式となる。

$${}_bq_{sky} = A_{sky} \cdot \sigma_{cs} = \frac{\pi \cdot R \cdot t \cdot \sigma_{cs}}{2} \quad (3-3')$$

ここに R は円柱状シアキーの直径、 t は円柱状シアキーの高さである。

σ_{cs} は、既存部のコンクリートの圧縮強度 ${}_c\sigma_B$ 、平均圧縮応力度 σ_0 及び R の影響を網羅できる次式で表される。

$$\sigma_{cs} = C_C \cdot C_N \cdot C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs} \quad (3-6')$$

ここに C_C , C_N , C_R は、それぞれ $c\sigma_B$, σ_0 および R による補正係数で、前掲の式(3-8)~(3-10)により算定され、 $\bar{\sigma}_{cs}$ は基準支圧応力度(=75.3N/mm²)である。

3.5.2 シアオフ破壊型

(1) グラウトの2面せん断試験

シアオフ破壊は Fig.3-7(c)のように、グラウトのせん断破壊である。そこで、シアオフ破壊型のせん断耐力は、グラウト自体のせん断強度と相関性があると考え、グラウトの2面せん断試験を実施して、グラウトのせん断強度を求める。また、シアオフ破壊のせん断耐力を評価する上では、グラウトのせん断強度を直接用いるより、圧縮強度から導出できることが望ましい。そのため、グラウトの圧縮強度とせん断強度の相関性についても考察する。

Table 3-4 に2面せん断試験に用いたグラウト圧縮強度 ${}_G\sigma_B$ を示す。試験体 TA と試験体 TB は、異なる日にグラウトを打設し、打設したグラウトはプレミックスタイプであり、3.2.2 項(2)で述べた調査と同様とした。また、養生期間は試験体 TA1~5 および TB1~5 を3週間程度、TA6~10 を5週間程度とし、試験体数量は各5体である。

Fig.3-25 に試験体形状を示す。試験体の高さ h および幅 w は、両者共に50mmとし、直径52mmの円柱状シアキーと同程度になるようにした。加力方法を Fig.3-26 及び Photo 3-5 に示す。試験体上部中央には、1辺50mmの正方形、厚さ9mmの鋼板(以下、載荷板と称する)を配置し、試験体底部には、長さ74mm、幅50mm、厚さ9mmの鋼板(以下、反力板と称する)を配置した。また、載荷板と反力板の縁を試験体の長さ方向に対し、ほぼ同じ位置とした。加力方法については、耐圧試験機により載荷板を加力し、一方向荷重漸増荷荷とした。

破壊状況を Photo 3-6 に示す。グラウトは想定した通り、2面にひび割れが生じた。この試験による最大せん断荷重 ${}_tQ_{max}$ の平均せん断応力度 τ は、次式に示すように ${}_tQ_{max}$ をグラウトの断面積(= $w \times h$) で除した値とし、Table 3-5 に ${}_tQ_{max}$ 及び τ を示す。なお、 w および h は実測値とする。

$$\tau = \frac{{}_tQ_{max}}{2w \cdot h} \quad (3-12)$$

小阪ら³⁻¹⁰⁾は、普通コンクリートの直接せん断強度を近似的に次式で提案している。ただし、コンクリートの圧縮強度 F_c の適用範囲は50N/mm²程度までであるため、本試験におけるグラウトの圧縮強度は、この適用範囲から外れている。

$$F_s = 0.53F_c^{0.82} \quad (3-13)$$

ここに F_s は直接せん断強度(kgf/cm²) (本論文で示す τ)、 F_c はコンクリートの圧縮強度(kgf/cm²) (本論文で示す ${}_G\sigma_B$) である。加えて2面せん断試験の結果を、シアオフ破壊時の円柱状シアキーのせん断耐力に反映することを鑑みて、プレキャスト構造の鉛直接合部実験に用いられる矩形のシアキーの式を二つ適用する。一つ目として阿久津ら³⁻¹¹⁾は、次式に示すせん断応力度と圧縮応力度の関係を導いている。

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
3.5 セン断耐力式

$$\tau = 0.24F_c + 0.68\sigma \quad (3-14)$$

ここに τ はコッター（シアキー）のせん断応力度(kgf/cm²), σ は圧縮応力度(kgf/cm²) (本論文で示す σ_0) である。

更に大淵ら³⁻¹²⁾は, 破壊形状がシアオフ破壊であるせん断型シヤーカーキー（シアキー）のせん断耐力を次式で示している。

$$Q_{kmax} = 0.21 \cdot A_c \cdot \sigma_B \quad (3-15)$$

ここに Q_{kmax} はせん断型シヤーカーキーの破壊時耐力(kgf), A_c はせん断断面積(cm²), σ_B はコンクリート圧縮強度(kgf/cm²) (本論文で示す $G\sigma_B$) である。

Fig.3-27 に最大せん断荷重 Q_{kmax} の平均せん断応力度 τ とグラウト圧縮強度 $G\sigma_B$ の関係を示し, 本試験結果の τ と直接せん断試験の提案式である式(3-13)およびシアオフ破壊時のせん断耐力の提案式である式(3-14), (3-15)によって算出される値を比較する。ここに同図に示す式(3-14)の直線の τ は $\sigma=0\text{N/mm}^2$ とし, 式(3-15)の直線の τ は, $0.21 G\sigma_B$ とする。更に文献 3-13)からも普通コン

Table 3-4 Grouting mortar compressive strength $G\sigma_B$ used for double shear test

No.		Curing period (day)	Compressive strength $G\sigma_B$ (N/mm ²)
TA	TA1~5	20	42.9
	TA6~10	36	65.4
TB	TB1~5	24	48.9

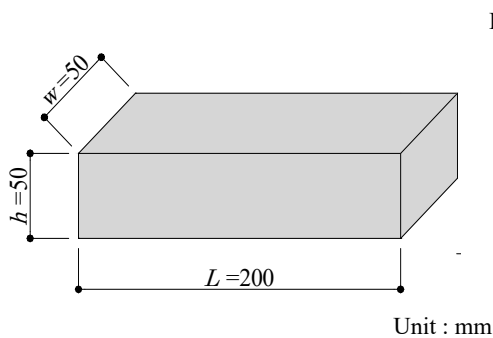


Fig.3-25 Detail of specimen

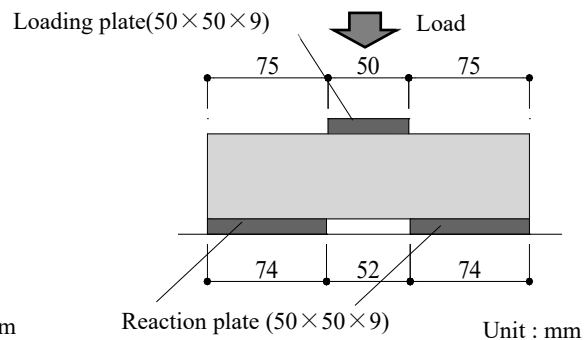


Fig.3-26 Loading method



Photo 3-5 Loading situation

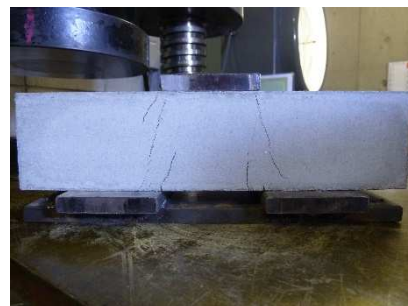


Photo 3-6 Shear crack

Table 3-5 Maximum shear load iQ_{max} and shear stress τ

No.	iQ_{max} (kN)	τ (N/mm ²)	$\tau / G\sigma_B$
TA1	70.9	13.7	0.28
TA2	65.9	12.5	0.25
TA3	73.4	14.2	0.29
TA4	66.4	12.9	0.26
TA5	72.6	13.9	0.28

No.	iQ_{max} (kN)	τ (N/mm ²)	$\tau / G\sigma_B$
TA6	86.3	16.7	0.28
TA7	84.6	16.5	0.25
TA8	84.6	16.4	0.29
TA9	86.7	16.6	0.26
TA10	80.0	15.5	0.28

No.	iQ_{max} (kN)	τ (N/mm ²)	$\tau / G\sigma_B$
TB1	62.6	12.2	0.25
TB2	68.0	13.0	0.27
TB3	69.3	13.1	0.27
TB4	63.4	12.1	0.25
TB5	74.2	14.1	0.29

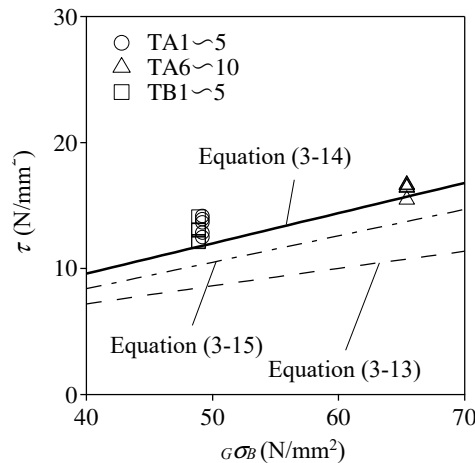


Fig.3-27 Shear stress - grouting mortar compressive strength ($\tau - G\sigma_B$) relations

クリートの直接せん断強度は圧縮強度の 1/4.5~1/6 (0.17~0.22) 程度であると記述されている。これらを整理すると Table 3-5 より本試験の $\tau/G\sigma_B$ は 0.25 程度であることや、結果的に本試験の τ が式(3-14)に最も近い値を示したことから、グラウトの 2 面せん断試験の結果とシアオフ破壊時のせん断耐力は、関係性があると言える。

(2) シアオフ破壊型のせん断耐力式

円柱状シアキーのシアオフ破壊時のせん断耐力 sQ_{sky} は、オリジナルの提案式がシアオフ耐力式であること、軸力項が反映されていること、並びに 2 面せん断試験の結果とも整合していることから、本論文では式(3-14)の参考とした阿久津らの耐力式³⁻¹¹⁾を参考にシアオフ破壊型の耐力式を構築する。ここで、シアオフ破壊時の破壊面は、補強部グラウトの底面であることから、 sQ_{sky} は接合面に配置された円柱状シアキーの水平投影面積の合計 pA_{sky} に直接影響する因子であると考えられる。そこで、式(3-13)の軸力項は、 pA_{sky} に依存すると考えると、 sQ_{sky} のせん断耐力式は次式のように表せる。

$$sQ_{sky} = (0.24 G\sigma_B + 0.68\sigma_0) pA_{sky} \quad (3-16)$$

$$\sigma_0 = N / pA_{sky} \quad (3-17)$$

ここに σ_0 は円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度である。

${}_sQ_{sky}$ は式(3-18)のように、円柱状シアキー1個のシアオフ破壊型のせん断耐力 ${}_sq_{sky}$ に n_{sky} を乗じることで算定され、 ${}_sq_{sky}$ は式(3-16)より、式(3-19)に示すように表すことができる。

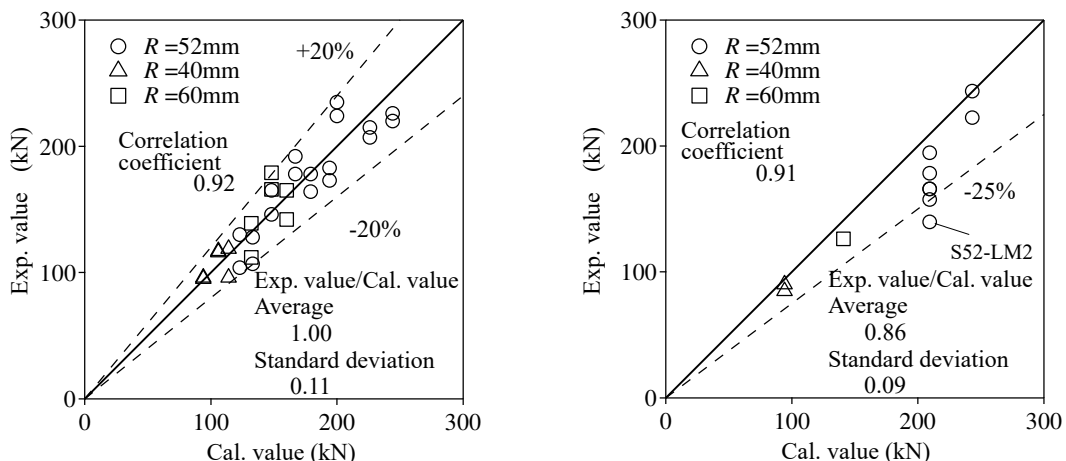
$${}_sQ_{sky} = n_{sky} \cdot {}_sq_{sky} \quad (3-18)$$

$${}_sq_{sky} = (0.24 {}_G\sigma_B + 0.68\sigma_0) \frac{\pi \cdot R^2}{4} \quad (3-19)$$

3.5.3 実験値と計算値の比較

Fig.3-28 にせん断耐力の実験値と計算値の比較を示す。同図(a)に示す支圧破壊型のせん断耐力は、 $\pm 20\%$ の範囲で実験値を推定できた。また、相関係数は0.92、実験値が計算値の $\pm 20\%$ 以内に納まる確率は0.94となり、計算値の精度は高いと言える。これは個別の変動因子毎に整理する上では、傾向が異なったり、ばらつきが大きかったりするものの、全ての因子を網羅的にとらえて整理することで、適切に実験値を推定できたことを意味する。続いてシアオフ破壊について検討する。せん断破壊を扱う上でばらつきが生じることは仕方ないが、Fig.3-28(b)にシアオフ破壊型の実験値と計算値の比較を見ると、試験体 S52-5LM2 を除いては、 -25% を下限值で抑えることができた。しかしながら、実験値を計算値で除した値の平均は0.86であり、3.5.2項(2)のグラウトの2面せん断試験から導出したシアオフ破壊型のせん断耐力式による計算値は、ばらつきの影響で実験値より大きい評価となった。ただし、 $R/t=5$ とした全試験体の実験値と計算値の相関係数が0.91、実験値が計算値の $\pm 25\%$ 以内に納まる確率は0.88であることから、支圧破壊型と比較するとせん断耐力式の精度は低いが、計算値は実験値を概ね推定できると考えられる。

ここで円柱状シアキーの支圧破壊型のせん断耐力の設計値を考えると、Fig.3-28(a)より実験値が計算値の0.8倍以上となる確率は0.97であることから、設計値は計算値に0.8を乗じて用いることが妥当と考えられる。



(a) Shear strength of bearing failure ${}_bQ_{sky}$ (b) Shear strength of Shear-off failure ${}_sQ_{sky}$

Fig.3-28 Comparison of experimental and calculated value of shear strength (Monotonic loading)

3.6 せん断力 - せん断変位関係の評価式

本3.6節では、前3.5節で構築した支圧破壊型及びシアオフ破壊型のせん断耐力式を用い、破壊形式毎にポストピーク領域まで含めた円柱状シアキーのせん断力 δQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係の評価式を構築する。また、この評価式を構築するにあたり、設計で用いる2mm時の挙動を考慮し、ポストピーク領域における計算値が実験値と大きく乖離していないことを重視する。また、本章のこれまでの実験結果の考察と重複する部分については、簡略して記述する。

3.6.1 単調載荷

(1) 支圧破壊型

円柱状シアキーによるせん断力 δQ_{sky} とせん断変位 δ_H の関係を観察する。Fig.3-29に $R/t=10$, $R=52\text{mm}$, Fig.3-30に $R/t=10$, $R=40, 60\text{mm}$ とした試験体の支圧破壊時のせん断力 δQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係をそれぞれ示す。最大せん断力を迎えたあとは、比較的緩やかな荷重低下を示す傾向を呈している。まず、 δQ_{sky} - δ_H 関係を構築するにあたり、せん断耐力 bQ_{sky} に達する時の δ_H である δ_{max1} の傾向を把握する。そのため、 δ_{max1} に達する手前近傍の $\delta_H=0.2\text{mm}$ におけるせん断力 δQ_{sky} と最大水平荷重比 $\delta Q_{sky}/bQ_{sky}$ の関係について調べる。Fig.3-31に $\delta_H=0.2\text{mm}$ におけるせん断力 δQ_{sky} - 支圧破壊時のせん断耐力 bQ_{sky} 関係を示す。 $R/t=10$ の試験体における、 $\delta_H=0.2\text{mm}$ 時の $\delta Q_{sky}/bQ_{sky}$ の平均値は0.95、標準偏差は0.05であり、この結果から正規分布を用いて算定すると、 $\delta Q_{sky}/bQ_{sky} \geq 0.9$ となる確率は90.3%である。これらから $\delta_H=0.2\text{mm}$ で δQ_{sky} の値は、概ね bQ_{sky} に達すると判断される。そこで、 bQ_{sky} に達する時の δ_H である δ_{max1} を0.2mmとし、 $0\text{mm} \leq \delta_H \leq \delta_{max1}$ の区間を荷重漸増領域と称する。

続いて0.2mmからポストピーク領域までの δ_H の範囲の挙動について観察する。Fig.3-29を改めて見ると σ_0 が大きくなるに連れ、 bQ_{sky} 時の δ_H が大きくなる傾向が窺える。また、Fig.3-29(a)に図示する試験体S52-10HL1,2の δQ_{sky} は、前述の範囲で荷重が若干上下しながら、 bQ_{sky} を概ね保持しながらスリップするような挙動を呈しているように見える。そこで、前述の δ_{max1} と区別して、ポストピーク領域に入る δ_H を δ_{max2} と定義し、 $\delta_{max1} \leq \delta_H \leq \delta_{max2}$ の区間を荷重一定領域と称する。そこで、 δ_{max2} と σ_0 の関係を整理する。Fig.3-32にポストピーク領域に入るせん断変位 δ_{max2} - 接合面に生じる平均圧縮応力度 σ_0 関係を示す。同図ではこのスリップ挙動を含む δ_{max2} を示しているため、他の試験体より大きい値を示したが、この傾向も含め、同図に δ_{max2} と σ_0 による1次回帰式を併記する。ここで、 δ_{max2} は設計時に用いる際の簡便性や、 $\sigma_0=0.48/\text{mm}^2$ に概ね $\delta_{max2}=0.2\text{mm}$ (Fig.3-32による $\sigma_0=0.48/\text{mm}^2$ の δ_{max2} の平均値は0.22mm)となることに配慮し、次式を用いて算定される。

$$\delta_{max2} = 0.42\sigma_0 \quad (0.48 \leq \sigma_0 \leq 1.43 \text{ N/mm}^2) \quad (3-20)$$

$\delta_{max2} \leq \delta_H \leq 5\text{mm}$ の範囲であるポストピーク領域の力学挙動について考察を続ける。以後、 δQ_{sky} - δ_H 関係の評価式を構築する上でこの範囲を荷重低下領域と称する。一般的な設計では接

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
3.6 せん断力 - せん断変位関係の評価式

合面のせん断変位を 2mm 以下³⁻¹⁴⁾と抑えられているが、ここでは余裕を見込み、 $\delta_H \leq 5\text{mm}$ の実験結果を用いて評価する。また、この評価式は、 bQ_{sky} と δ_{max2} を基準として、 $\delta Q_{sky}/bQ_{sky}$ 及び δ_H/δ_{max2} のように無次元化した値を用いて検討を重ね、構築する。まず、 σ_0 により力学挙動が異なることが推察されることより、 σ_0 毎の荷重低下領域の $\delta Q_{sky}/bQ_{sky}$ と δ_H/δ_{max2} の関係について纏める。Fig.3-33 に $\delta Q_{sky}/bQ_{sky} - \delta_H/\delta_{max2}$ 関係を示す。同図(a)~(c)をそれぞれ比較すると、 σ_0 が大きい方が $\delta Q_{sky}/bQ_{sky}$ も大きい値を推移していることがわかる。更に同図(a)より R の違いに注目して比較すると、 R が小さい方が $\delta Q_{sky}/bQ_{sky}$ は大きめの値を推移している傾向が概ね窺える。このことから、荷重低下領域の評価式を構築する際には、接合面の面積 A_j による平均圧縮応力度 σ_0 より、式(3-17)に示す pA_{sky} を用いた σ_0' を使う方が適切であると推察される。また、同図に併記した回帰式は相関性が高い自然対数を用いている。

以上の傾向を整理すると、 $0 \leq \delta_H \leq \delta_{max1}$ ($0 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq \delta_{max1}/\delta_{max2}$)、 $\delta_{max1} \leq \delta_H \leq \delta_{max2}$ ($\delta_{max1}/\delta_{max2} \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 1$)、 $\delta_{max2} \leq \delta_H \leq 5\text{mm}$ ($1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}$) の範囲で挙動が異なるため、前述の範囲

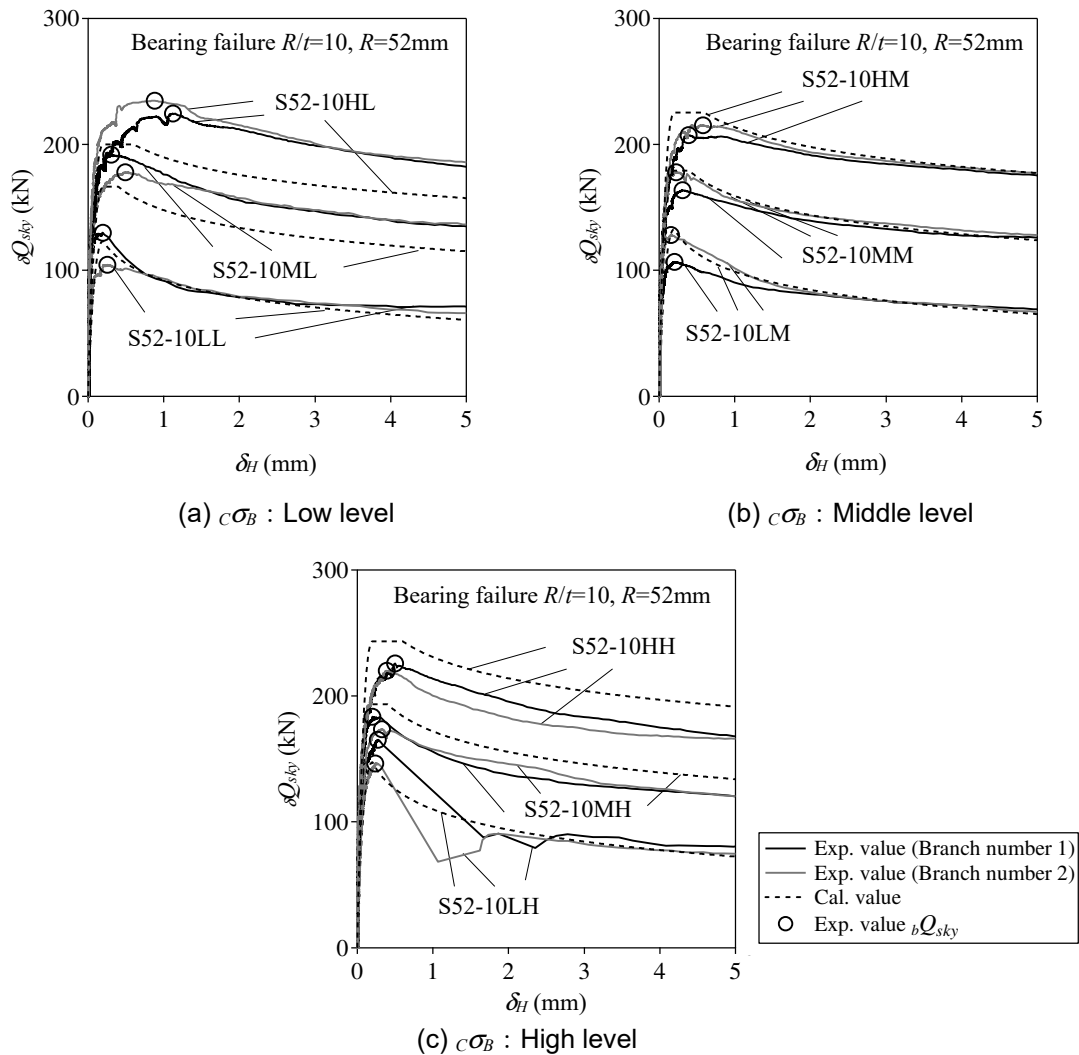


Fig.3-29 Shear force – shear displacement ($\delta Q_{sky} - \delta_H$) relation
($R/t = 10, R = 52\text{mm}$, Monotonic loading)

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
 3.6 せん断力 - せん断変位関係の評価式

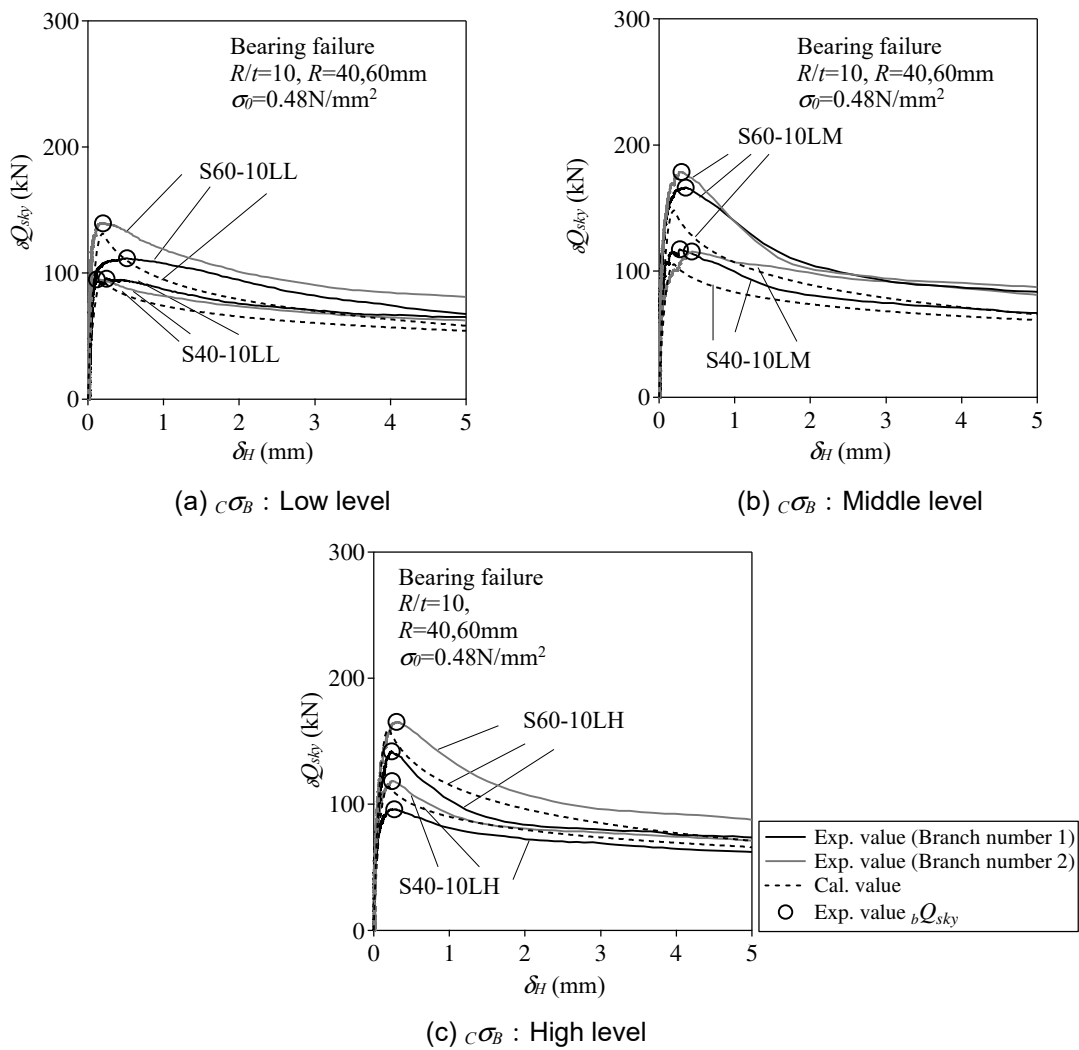


Fig.3-30 Shear force – shear displacement ($\delta Q_{sky} - \delta_H$)
 ($R/t=10, R=40$ and 60mm , Monotonic loading)

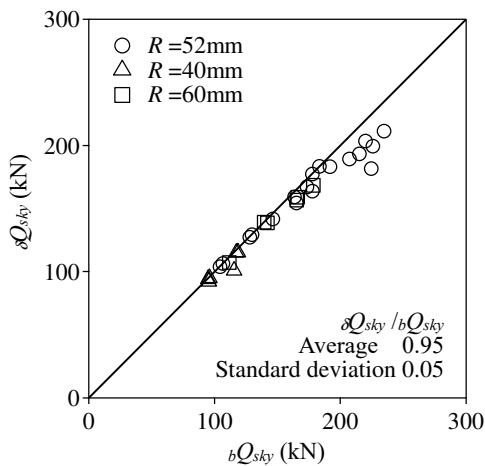


Fig.3-31 Shear force – bearing strength
 ($\delta Q_{sky} - bQ_{sky}$) relations ($\delta_H=0.2\text{mm}$)

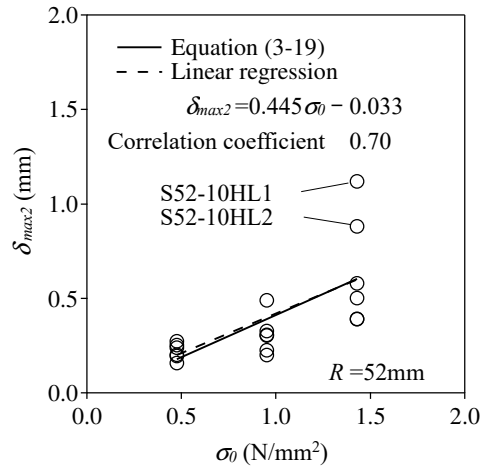


Fig.3-32 δ_{max2} – compressive stress σ_0
 relations

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
3.6 せん断力 - せん断変位関係の評価式

毎に評価式を構築することで、良好に実験値を再現できると考えられる。Fig.3-34 に円柱状シアキーのせん断力 - せん断変位関係の概念を示す。

はじめに荷重漸増領域である $0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}$ の範囲におけるせん断力 - せん断変位関係について記述する。コンクリートの圧縮直応力とひずみの関係は、多くの既往の研究により報告³⁻¹⁵⁾されている。その中でも梅村³⁻¹⁶⁾によるコンクリートの応力度-ひずみ曲線は、ネイピア数 e を底とする指数関数を用いてポストピーク領域まで表現されている。また、Fig.3-33 をみるとポストピーク領域で、 $\delta Q_{sky} / b Q_{sky}$ と δ_H / δ_{max2} の関係は、 e を底とする指数関数の逆関数である自然対数に、よく整合している。更に、2章で示したあと施工アンカーのせん断力 - せん断変位関係が非線形であることから、円柱状シアキーのせん断力 - せん断変位関係も極力非線形である方が、あと施工アンカーと併用した時の実験値を表現しやすいと思われる。これらより、 $b Q_{sky}$ に達するまでの $0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}$ の範囲では、梅村による応力度 - ひずみ曲線³⁻¹⁶⁾を基本とし、応力度をせん断力に、ひずみをせん断変位にそれぞれ置換すると、 $0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}$ の範囲における $\delta Q_{sky} / b Q_{sky}$ は、次式で算定される。

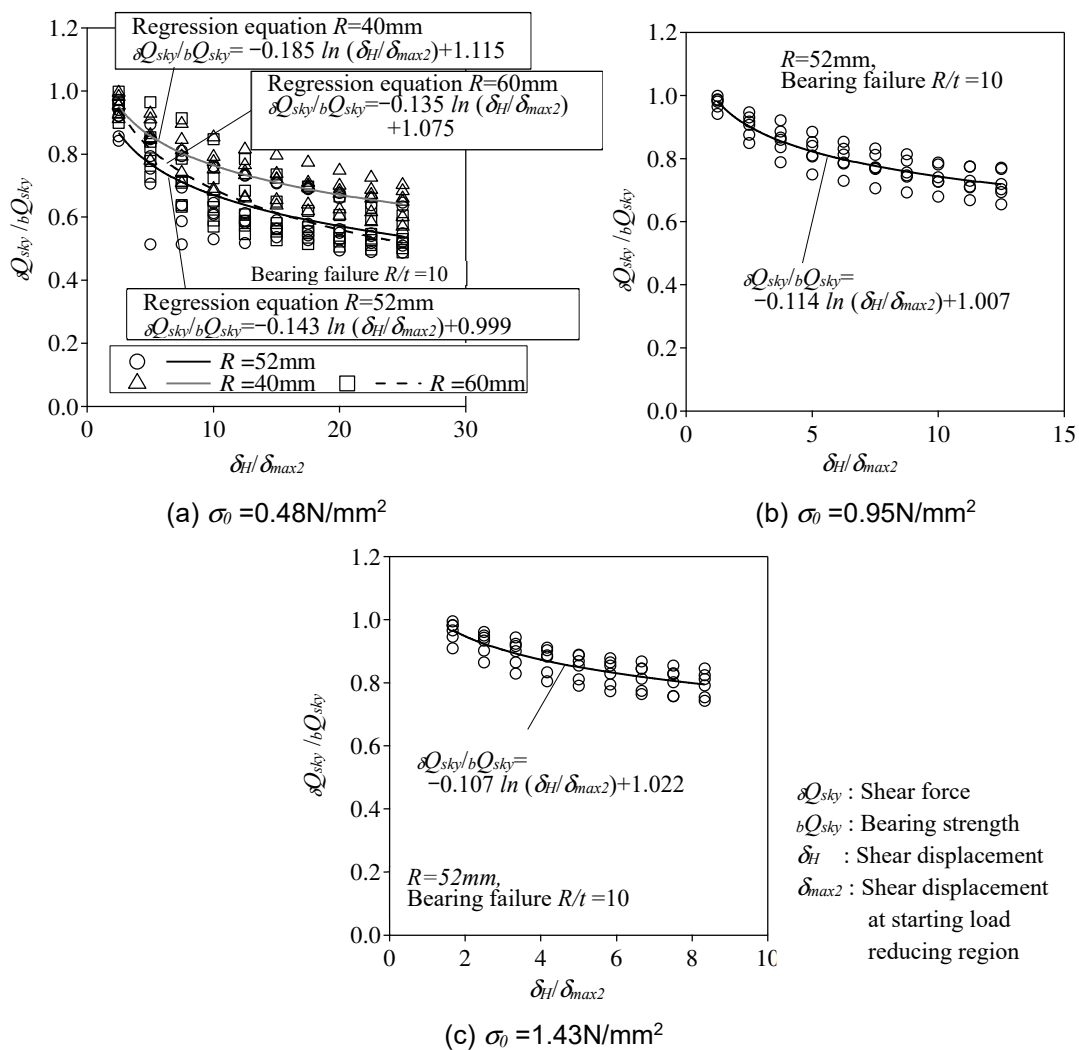


Fig.3-33 $\delta Q_{sky} / b Q_{sky} - \delta_H / \delta_{max2}$ relations

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
3.6 せん断力 - せん断変位関係の評価式

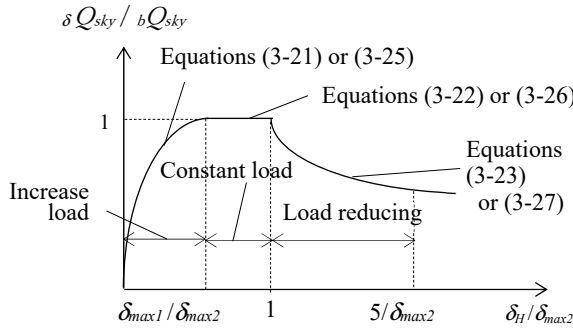


Fig.3-34 Concept of shear force - shear displacement relation of cylindrical shear-key

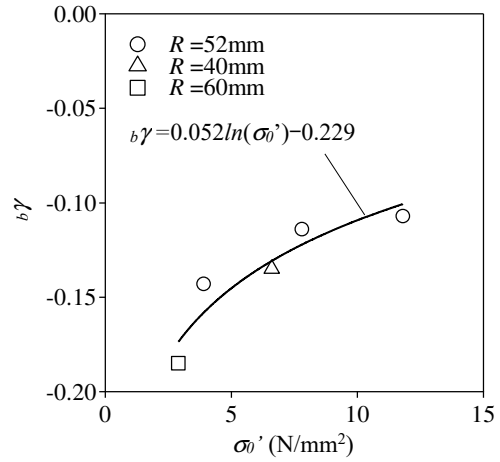


Fig.3-35 $b\gamma - \sigma_0'$ relations

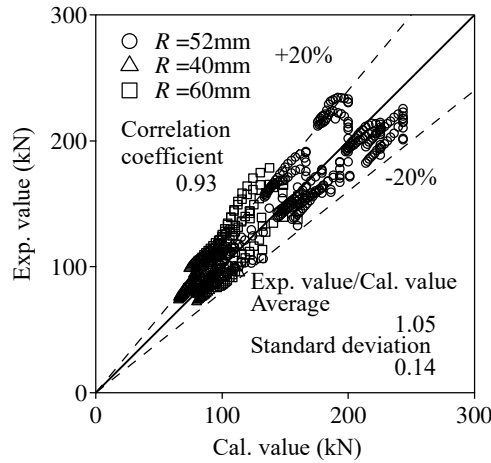


Fig.3-36 Comparison of experimental and calculated value of shear force δQ_{sky}
(Bearing failure $R/t=10$, 0.1 mm increments in range of $0.1 \leq \delta_H \leq 2.0$ mm, Monotonic loading)

$$\frac{\delta Q_{sky}}{bQ_{sky}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad \left(0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2} \right) \quad (3-21)$$

続いて荷重一定領域である $\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1$ の範囲では、 $\delta Q_{sky} = bQ_{sky}$ とすると、 $\delta Q_{sky} / bQ_{sky}$ は次式で表される。

$$\frac{\delta Q_{sky}}{bQ_{sky}} = 1 \quad \left(\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1 \right) \quad (3-22)$$

最後に $1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}$ の範囲である荷重低下領域では、前述の通り自然対数による関数を用いる。更に式(3-22)との連続性に配慮し、 $\delta_H / \delta_{max2} = 1$ の時に $\delta Q_{sky} / bQ_{sky} = 1$ となるようにする。また、Fig.3-33 に示す $\delta Q_{sky} / bQ_{sky}$ と δ_H / δ_{max2} の回帰式を見ると、y切片は概ね1であることから、次式が成立する。

$$\frac{\delta Q_{sky}}{bQ_{sky}} = b\gamma \cdot \ln(\delta_H / \delta_{max2}) + 1 \quad \left(1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2} \right) \quad (3-23)$$

ここに ${}_b\gamma$ は支圧破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数である。

式(3-23)は、Fig.3-33(a)の $\delta Q_{sky}/{}_bQ_{sky}$ と R の関係から、 σ'_0 に依存することを述べた。従って、Fig.3-33 に示す回帰式の \ln の係数を ${}_b\gamma$ として扱い、 ${}_b\gamma$ と σ'_0 の関係について観察する。Fig.3-35 に支圧破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数 ${}_b\gamma$ - 円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度 σ'_0 関係を示す。Fig.3-35 より、 ${}_b\gamma$ についても指数関数で表され、次式が得られる。

$${}_b\gamma = {}_bA \cdot \ln(\sigma'_0) + {}_bB \quad (1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}) \quad (3-24)$$

ここに ${}_bA(=0.052)$ 、 ${}_bB(=-0.229)$ は係数である。

以上の過程より求めた、 δQ_{sky} - δ_H 関係を Fig.3-29 及び Fig.3-30 に併記している。実験値と計算値を比較すると、支圧破壊による円柱状シアキーのせん断力の計算値はポストピーク領域まで実験値を概ね模擬していると言える。そこで $0.1 \leq \delta_H \leq 2.0\text{mm}$ の範囲における 0.1mm 刻みの各点のせん断力 δQ_{sky} の実験値と計算値の比較を Fig.3-36 に示す。全体的に計算値は実験値の $\pm 20\%$ 以内に概ね納まっていることから、Fig.3-34 に示すような荷重漸増領域、荷重一定領域及び荷重低下領域それぞれを模擬できていると推察される。また、実験値と計算値の相関係数は 0.93 であり、高い相関関係を示している。なお、実験値が計算値の $\pm 20\%$ 以内に納まる確率は、 0.83 である。また、計算値が実験値の 0.8 倍以上となる確率は 0.97 であることから、せん断耐力と同様に δQ_{sky} - δ_H 関係の計算値においても設計で用いる値は、計算値の 0.8 を乗じた値とすることが妥当であると考えられる。

(2) シアオフ破壊型

最終破壊状況がシアオフ破壊となる試験体においても、前 3.6.1 項(1)で述べた支圧破壊と同様の方法を用いて実験結果を整理する。Fig.3-37 に $R/t=5$, $R=52\text{mm}$ 、Fig.3-38 に $R/t=5$, $R=30, 40\text{mm}$ とした試験体のせん断力 δQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係をそれぞれ示す。最大せん断力 ${}_sQ_{sky}$ 以降の荷重低下領域における δQ_{sky} は、支圧破壊の結果より大きく低下して推移している。

Fig.3-39 に $\delta_H=0.2\text{mm}$ におけるせん断力 δQ_{sky} - シアオフ破壊時のせん断耐力 ${}_sQ_{sky}$ 関係を示す。シアオフ破壊における $\delta_H=0.2\text{mm}$ 時の $\delta Q_{sky}/{}_sQ_{sky}$ の平均値は 0.94 、標準偏差は 0.04 であり、この結果から正規分布を用いて算定すると、 $\delta Q_{sky}/{}_sQ_{sky} \geq 0.9$ となる確率は 89.1% である。このことから、支圧破壊の時と同様に ${}_sQ_{sky}$ に達する時の $\delta_H=0.2\text{mm}$ を δ_{max1} とすると、荷重漸増領域である $0 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq \delta_{max1}/\delta_{max2}$ の範囲において、シアオフ破壊の $\delta Q_{sky}/{}_sQ_{sky}$ は式(3-21)の ${}_bQ_{sky}$ を ${}_sQ_{sky}$ に置換することで、次式のように表現できると考えられる。

$$\frac{\delta Q_{sky}}{{}_sQ_{sky}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq \delta_{max1}/\delta_{max2}) \quad (3-25)$$

続いて荷重一定領域である $\delta_{max1}/\delta_{max2} \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 1$ の範囲において δ_{max2} を設定する。Fig.3-40 に荷重低下領域に入る時のせん断変位 δ_{max2} - 接合面に生じる平均圧縮応力度 σ_0 関係を示す。 $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ とした試験体の δ_{max2} は、支圧破壊と同程度の値を示したが、 $\sigma_0=0.95\text{N/mm}^2$ とした試験体の δ_{max2} は、支圧破壊のものより大きな値を示した。しかしながら $\sigma_0=0.95\text{N/mm}^2$ の試験体

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
3.6 せん断力 - せん断変位関係の評価式

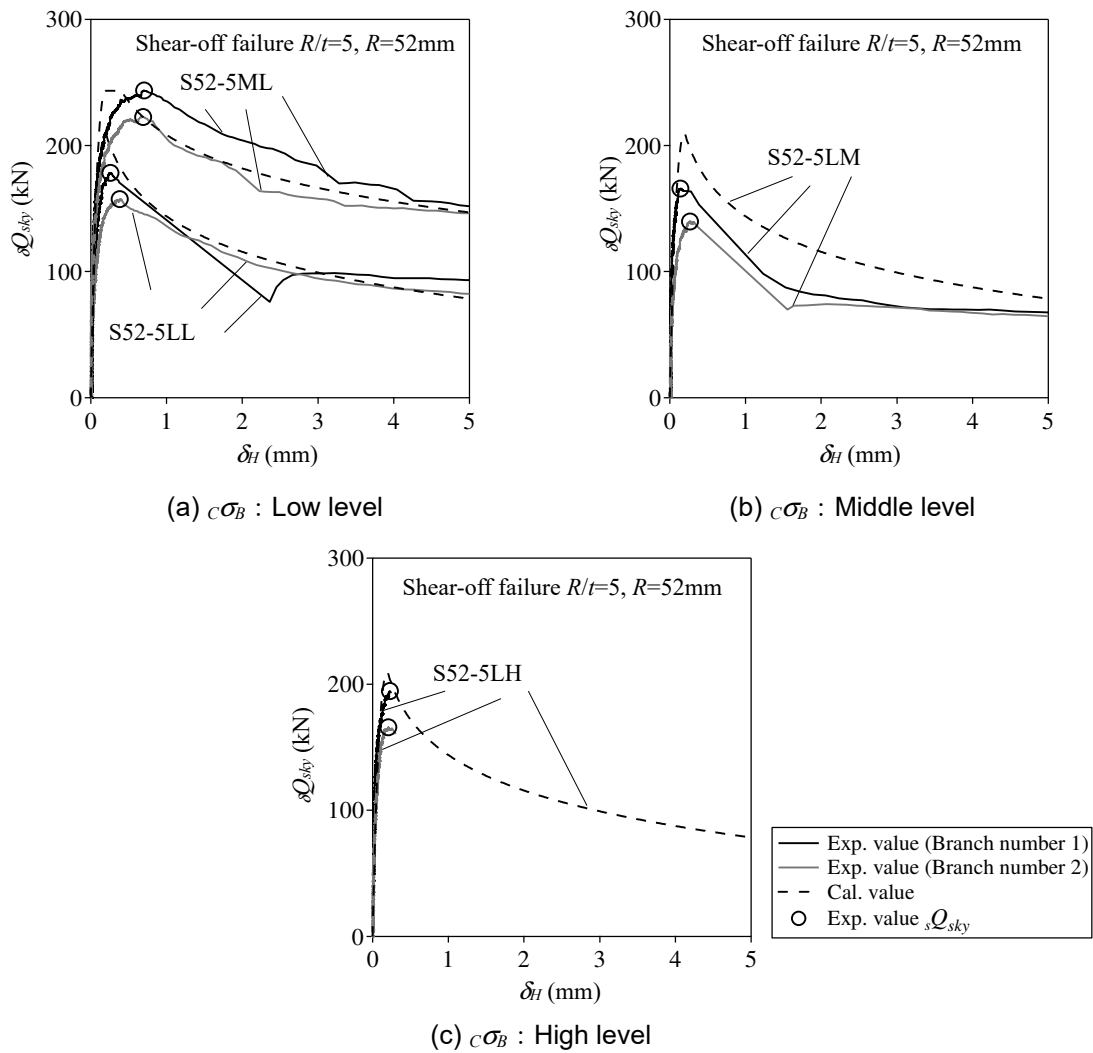


Fig.3-37 Shear force – shear displacement ($\delta Q_{sky} - \delta_H$) relations
($R/t=5, R=52\text{mm}$, Monotonic loading)

の母数が少ないことから、ここでは $\delta_{max2} - \sigma_0$ 関係は支圧破壊と同じとして扱い、式(3-22)の bQ_{sky} を sQ_{sky} に置換して次式のように適用する。

$$\frac{\delta Q_{sky}}{sQ_{sky}} = 1 \quad (\delta_{max1}/\delta_{max2} \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 1) \quad (3-26)$$

最後に荷重低下領域である $1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}$ の範囲において、 σ_0 毎に $\delta Q_{sky}/sQ_{sky} - \delta_H/\delta_{max2}$ 関係を整理した結果を Fig.3-41 に示す。なお、最大荷重後に急激なせん断変位が生じたため、 $\delta_H=2\text{mm}$ 前後まで計測ができなかった試験体 S52-LL1, S52-5LM2, 並びにポストピーク領域の計測ができなかった S52-5LH1 及び S52-5LH2 は、同図から除外する。同図(a)より R の違いについて比較すると、支圧破壊の時と同様、 R が小さい方、つまり σ_0' の大きい方が $\delta Q_{sky}/sQ_{sky}$ は、大きい値を推移していることがわかる。Fig.3-41 に示す回帰式の \ln の係数を $s\gamma$ とし、Fig.3-42 にシアオフ破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数 $s\gamma$ - 円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度 σ_0' 関係を示す。また、 $1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}$ における $\delta Q_{sky}/sQ_{sky}$ は次式により算定される。

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
3.6 せん断力 - せん断変位関係の評価式

$$\frac{\delta Q_{sky}}{s Q_{sky}} = {}_s\gamma \cdot \ln(\delta_H / \delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (3-27)$$

ここに ${}_s\gamma$ はシアオフ破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数であり、次式により与えられる。

$${}_s\gamma = {}_sA \cdot \ln(\sigma'_0) + {}_sB \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max} \leq 5 / \delta_{max}) \quad (3-28)$$

ここに ${}_sA(=0.054)$, ${}_sB(=-0.268)$ は係数である。

前掲の Fig.3-28(b) に示すように、せん断耐力は試験体 S52-5LM2 の実験値のみ、計算値に対し 0.75 を下回る結果となったが、Fig.3-37(b) のモデルの計算値は、荷重低下領域でも実験値と大きく乖離していないと言えることから、全体的な傾向は実験値を捉えていると判断される。そこで、支圧破壊型同様に $0.1 \leq \delta_H \leq 2.0\text{mm}$ の範囲における 0.1mm 刻みの各点のせん断力 δQ_{sky} の実験値と計算値の比較を Fig.3-43 に示す。前述の通り S52-5LM2 の試験体の実験値が計算値より低めに推移したことから、全試験体の実験値を計算値で除した値の平均値は 0.93 と低めの値となった。しかしながら、実験値と計算値の相関係数は 0.91 と高いことから、本論文の $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係

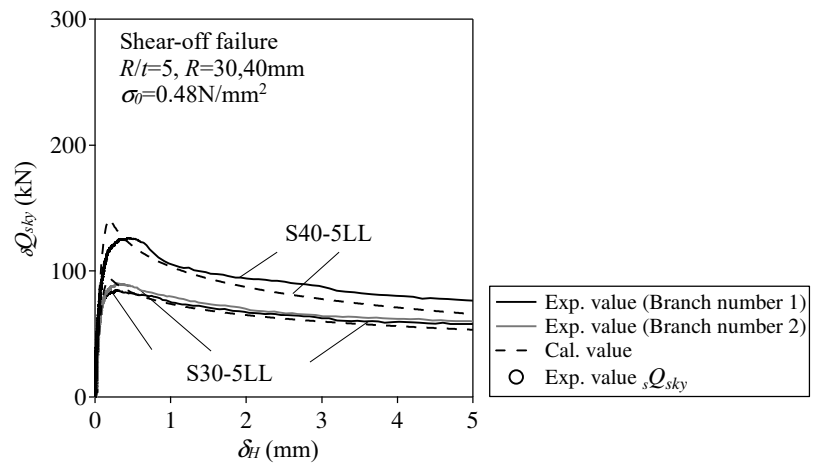


Fig.3-38 Shear force – shear displacement ($\delta Q_{sky} - \delta_H$) relations ($R/t=5$, $R=30$ and 40mm , Monotonic loading)

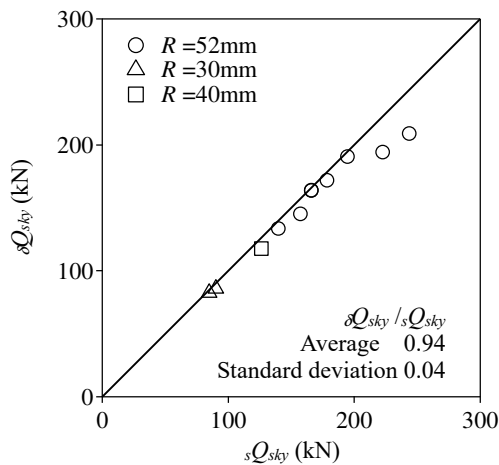


Fig.3-39 Shear force – shear-off strength ($\delta Q_{sky} - s Q_{sky}$) relations ($\delta_H=0.2\text{mm}$)

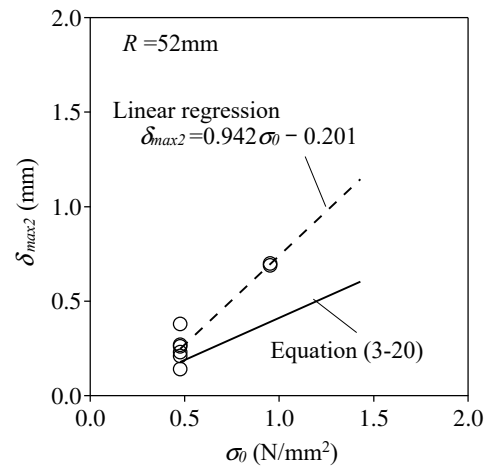


Fig.3-40 $\delta_{max2} - \sigma_0$ relations

第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
 3.6 せん断力 - せん断変位関係の評価式

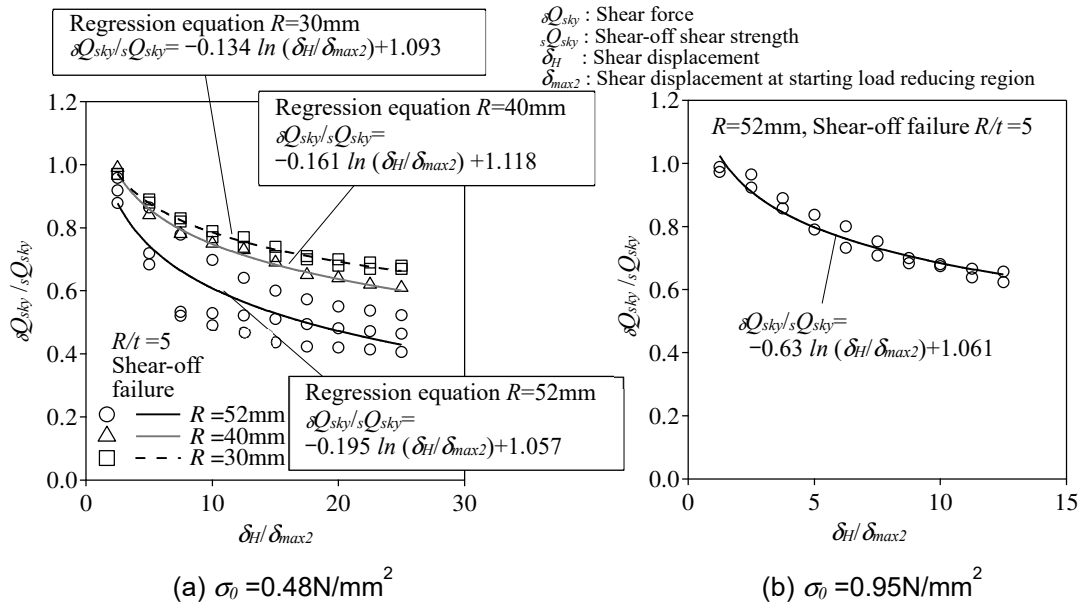


Fig.3-41 $\delta Q_{sky}/s Q_{sky} - \delta_H/\delta_{max2}$ relations

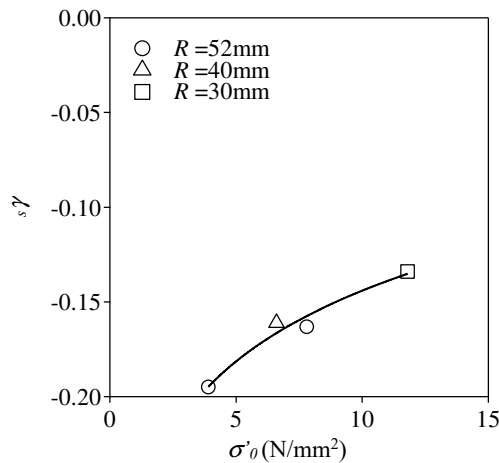


Fig.3-42 $b\gamma - \sigma'_0$ relations

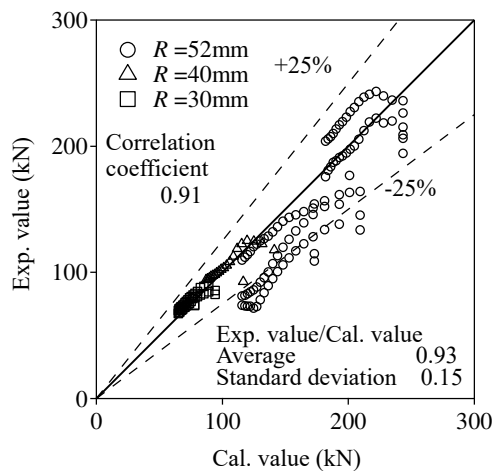


Fig.3-43 Comparison of experimental and calculated value of shear force δQ_{sky}
 (Shear-off failure $R/t=5$, 0.1 mm increments in range of $0.1 \leq \delta_H \leq 2.0$ mm,
 Monotonic loading)

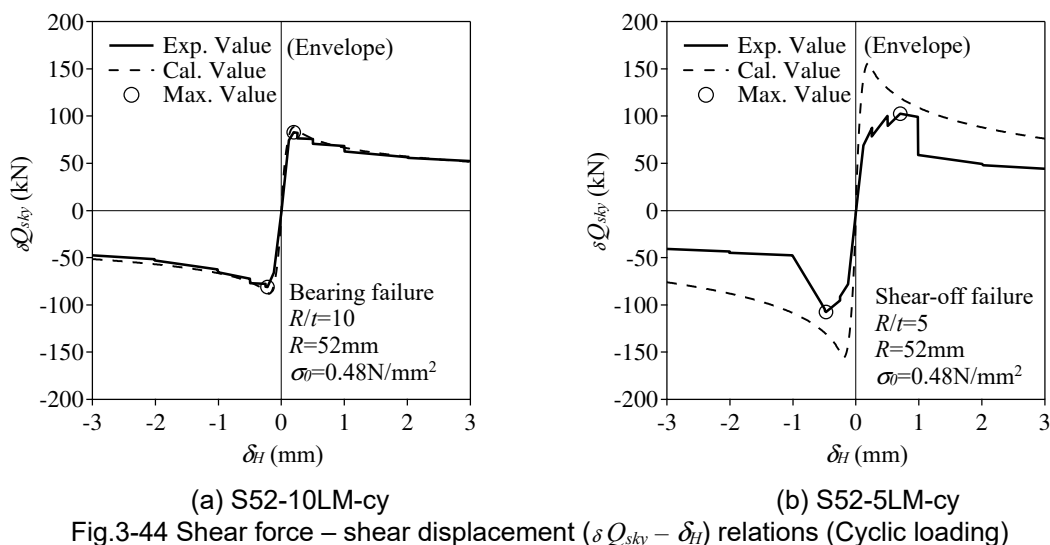
の計算値は、実験による力学挙動を捉えていると判断される。なお、実験値が計算値の $\pm 25\%$ 以内に納まる確率は、0.87である。

3.6.2 正負交番繰り返し繰り返し載荷

正負交番繰り返し繰り返し載荷による力学挙動は、3.4.2 項(2)で述べたように単調載荷と概ね同じ挙動であるとする。正負交番繰り返し繰り返し載荷による $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係の包絡線は、単調載荷と同じと考えることができる。Fig.3-44 に実験値の包絡線と計算値を比較したせん断力 δQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係を示す。同図(a)に示す支圧破壊型における計算値は、非常に高い精度で実験値を模擬していることがわかる。同様に同図(b)のシアオフ破壊型を観察すると、実験値は計算値より小さな値を推移していることが見られる。この傾向は、3.5.3 項の Fig.3-28(b)のシアオフ破壊時のせん断耐力の比較や3.6.1 項(2)の Fig.3-43 の単調載荷による実験値と計算値の比較においても、実験値は計算値より低めに評価されていることによると考えられる。

これらを理解した上で、実験値と計算値を比較する。Fig.3-45 に支圧破壊型でせん断力 δQ_{sky} による $\delta_H = \pm 2\text{mm}$ のサイクルまでにおける各サイクルの1回目のピーク値及び最大値とその計算値の比較を加力方向毎に示す。相関係数は正加力で0.97、負加力で0.94と非常に高い値を示した。同様にシアオフ破壊型におけるせん断力 δQ_{sky} の実験値と計算値の比較を加力毎に示した Fig.3-46を見ると、相関係数は正加力で0.54、負加力で0.79であり、支圧破壊型と比較すると相関関係は低い結果となった。更に実験値を計算値で除した値の平均値は、正負加力共に0.65となった。試験体数が少ないこともあるため、一概には判断できないが、シアオフ破壊はせん断破壊を扱うことから、ばらつきが生じたと思われる。

載荷方法や破壊形式毎にせん断耐力及び力学挙動を検証してきた結果、設計に用いる破壊形式は、正負交番繰り返し繰り返し載荷においても靱性的な挙動を呈し、ばらつきが小さく精度良く評価できる支圧破壊型が適切であると考えられる。



第3章 円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質
 3.6 せん断力 - せん断変位関係の評価式

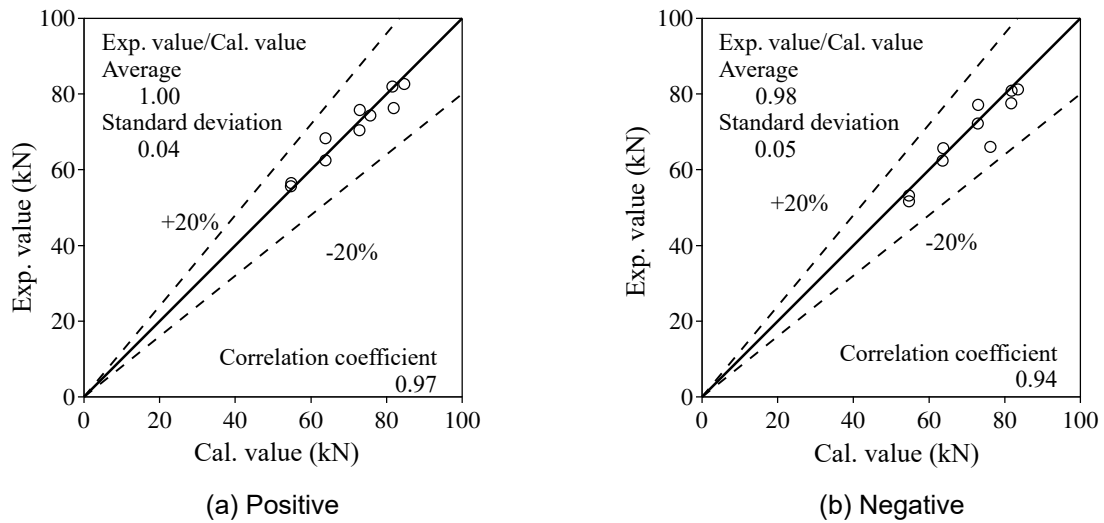


Fig.3-45 Comparison of experimental and calculated value of shear force δQ_{sky}
 (First peak value of each cycle up to the cycle of $\delta_{if} = \pm 2\text{mm}$ and maximum value,
 $R/t = 10$ Bearing failure)

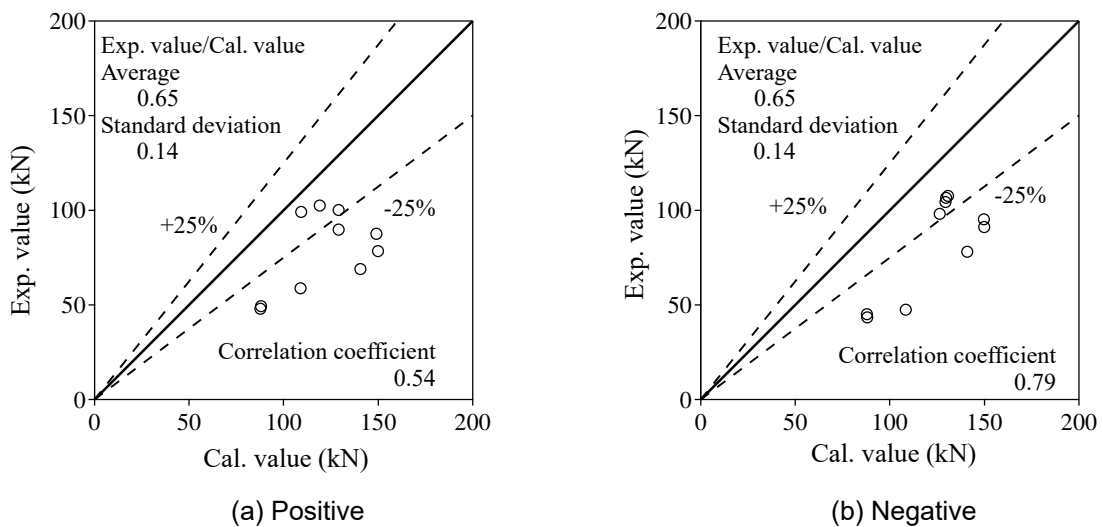


Fig.3-46 Comparison of experimental value and calculated value of shear force δQ_{sky}
 (First peak value of each cycle up to the cycle of $\delta_{if} = \pm 2\text{mm}$ and maximum value,
 $R/t = 5$ Shear-off failure)

3.7 まとめ

本章では、チップングに代わる新たな接合方法として、個々の凹凸形状を均等化することでせん断耐力の評価が可能な円柱状シアキーを提案し、基本的な構造性能を検証した。この検証に基づき、本論文では円柱状シアキーの破壊形式に応じて、既存部のコンクリートの支圧破壊時のせん断耐力式およびグラウトのシアオフ破壊時のせん断耐力式を構築した。また、円柱状シアキーの破壊形式毎及び载荷方法毎に力学挙動を整理し、それぞれのせん断力 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の評価式を構築した。以下に本論文で得られた知見を示す。

- 1) 円柱状シアキーの破壊形式は幅高比 $R/t=10$ とした場合、既存部のコンクリート部の支圧破壊となり、 $R/t=5$ とした場合、グラウトのシアオフ破壊もしくは両者の混合破壊となった。この R/t により破壊形式が異なることは、黒正^{3,4)}が報告するプレキャスト構造の接合面に適用した矩形のシアキーと同じ傾向を示した。
- 2) 破壊形式が支圧破壊となった試験体の直接せん断実験の結果、既存部のコンクリートの圧縮強度 $c\sigma_B$ 、平均圧縮応力度 σ_0 が大きいほど、高い最大せん断力が得られた。これらの傾向は、プレキャスト構造の接合面において、望月ら^{3,3)}が報告している傾向と一致する。また、同じ R/t の試験体を比較した場合、円柱状シアキーの直径 R が小さい方が最大せん断力時の平均支圧応力度のせん断方向成分 σ_{cs} が大きかった。
- 3) $c\sigma_B$ 、 σ_0 、 R を考慮して、支圧破壊型のせん断耐力 bQ_{sky} の耐力式を構築した。本実験で得られた bQ_{sky} と耐力式の相関係数は 0.92 と高い相関関係である。また、せん断耐力において実験値が計算値の 0.8 倍以上となる確率は、0.97 である。
- 4) グラウトの 2 面せん断実験の結果を踏まえ、既往のプレキャストコンクリート構造のシアキーの提案式³⁻¹¹⁾を適用してシアオフ破壊型のせん断耐力 sQ_{sky} を評価でき、相関係数が 0.91 で推定できることを示した。
- 5) せん断耐力に達する時のせん断変位 δ_{max1} は、支圧破壊型及びシアオフ破壊型共に 0.2mm としてモデル化できる。なお、せん断耐力に対する δ_{max1} の時のせん断力の平均値は、支圧破壊型で 0.95、シアオフ破壊型で 0.94 であった。
- 6) δQ_{sky} - δ_H 関係は、せん断変位 δ_H とポストピーク領域に入るせん断変位 δ_{max2} の比 δ_H/δ_{max2} を用いて、荷重漸増領域である $0 \leq \delta_H \leq \delta_{max1}$ ($0 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq \delta_{max1}/\delta_{max2}$)、荷重一定領域である $\delta_{max1} \leq \delta_H \leq \delta_{max2}$ ($\delta_{max1}/\delta_{max2} \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 1$)、荷重低下領域である $\delta_{max2} \leq \delta_H \leq 5\text{mm}$ ($1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}$) の 3 つの範囲で整理して構築した。その結果、 $\delta Q_{sky}/bQ_{sky} - \delta_H/\delta_{max2}$ 関係及び $\delta Q_{sky}/sQ_{sky} - \delta_H/\delta_{max2}$ 関係は、荷重漸増領域において、ネイピア数 e を底とした指数関数で表現でき、荷重低下領域を自然対数で表すことができる。
- 7) 荷重一定領域のせん断力は、概ね bQ_{sky} もしくは sQ_{sky} の値の近傍を推移した。
- 8) 荷重低下領域は、シアオフ破壊の方が支圧破壊より大きく低下して推移した。
- 9) 単調载荷時の $0.1 \leq \delta_H \leq 2.0\text{mm}$ の範囲における δQ_{sky} の実験値と計算値の相関係数は、支圧破壊型で 0.93、シアオフ破壊型で 0.91 となり、支圧破壊型の方が高い相関関係を示した。ま

た、支圧破壊型において実験値が計算値の0.8倍以上となる確率は、0.97である。

10) 正負交番繰り返し载荷による $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係の包絡線は、概ね単調载荷と同様であった。そのため、正負交番繰り返し载荷の $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係の包絡線は、単調载荷と同じとして扱うことができる。

11) 正負交番繰り返し载荷時の実験値における $\delta_H = \pm 2.0\text{mm}$ までの各サイクルの1回目のピーク値及び最大値と $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係の計算値との相関関係は、支圧破壊型の正加力と負加力でそれぞれ0.97, 0.94 シアオフ破壊型の正加力と負加力でそれぞれ0.54, 0.79であった。この結果から、単調载荷時同様に、支圧破壊型は高い相関関係を示した。

以上より、支圧破壊型の円柱状シアキーはシアオフ破壊型に比べ、靱性的な挙動を呈することや、ばらつきが小さいことから、設計に用いる円柱状シアキーの形状は $R/t = 10$ 程度の支圧破壊型とすることが望ましく、設計値は計算値に0.8を乗じた値を用いることが妥当である。

第3章の付録

本章で構築した円柱状シアキーのせん断耐力式及びせん断力 δQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係の評価式を以下に列記する。

【支圧破壊型のせん断耐力式】

$${}_bQ_{sky} = n_{sky} \cdot {}_bq_{sky} \quad (3-A1)$$

$${}_bq_{sky} = A_{sky} \cdot \sigma_{cs} \quad (3-A2)$$

$$A_{sky} = \frac{\pi \cdot R \cdot t}{2} \quad (3-A3)$$

$$\sigma_{cs} = C_C \cdot C_N \cdot C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs} \quad (3-A4)$$

$$C_C = \frac{0.552 {}_c\sigma_B + 44.2}{56.0} \quad (3-A5)$$

$$C_N = \frac{31.9\sigma_0 + 34.8}{71.9} \quad (3-A6)$$

$$C_R = \frac{-1.32R + 123}{56.0} \quad (3-A7)$$

- ${}_bQ_{sky}$: 円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力
 ${}_bq_{sky}$: 円柱状シアキー1個の支圧破壊時のせん断耐力
 n_{sky} : 接合面に配置された円柱状シアキーの個数
 A_{sky} : 円柱状シアキーの受圧面積
 R : 円柱状シアキーの直径
 t : 円柱状シアキーの高さ
 σ_{cs} : せん断耐力時の平均支圧応力度 σ_c のせん断方向成分
 $\bar{\sigma}_{cs}$: 基準支圧応力度(=75.3N/mm²)
 ${}_c\sigma_B$: 既存部のコンクリートの圧縮強度
 σ_0 : 接合面に生じる平均圧縮応力度
 C_C : 既存部のコンクリートの圧縮強度 ${}_c\sigma_B$ による補正係数
 C_N : 平均圧縮応力度 σ_0 による補正係数
 C_R : 円柱状シアキーの直径 R による補正係数

【シアオフ破壊型のせん断耐力式】

$${}_sQ_{sky} = n_{sky} \cdot {}_sq_{sky} \quad (3-A8)$$

$${}_sq_{sky} = (0.24 {}_G\sigma_B + 0.68\sigma_0) \frac{\pi \cdot R^2}{4} \quad (3-A9)$$

$$\sigma_0 = N / pA_{sky} \quad (3-A10)$$

- sQ_{sky} : 円柱状シアキーのシアオフ破壊時のせん断耐力
 sQ_{sky} : 円柱状シアキー1個のシアオフ破壊時のせん断耐力
 n_{sky} : 接合面に配置された円柱状シアキーの個数
 $G\sigma_B$: 補強部グラウトの圧縮強度
 R : 円柱状シアキーの直径
 σ_0 : 円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度
 N : 接合面に対する軸方向力
 pA_{sky} : 接合面に配置された円柱状シアキーの水平投影面積の合計

【支圧破壊型のせん断力 δQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係の評価式】

$$\frac{\delta Q_{sky}}{bQ_{sky}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}) \quad (3-A11)$$

$$\frac{\delta Q_{sky}}{bQ_{sky}} = 1 \quad (\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1) \quad (3-A12)$$

$$\frac{\delta Q_{sky}}{bQ_{sky}} = b\gamma \cdot \ln(\delta_H / \delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (3-A13)$$

$$b\gamma = bA \cdot \ln(\sigma'_0) + bB \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max} \leq 5 / \delta_{max}) \quad (3-A14)$$

$$\delta_{max1} = 0.2 \quad (3-A15)$$

$$\delta_{max2} = 0.42\sigma_0 \quad (0.48 \leq \sigma_0 \leq 1.43 \text{ N/mm}^2) \quad (3-A16)$$

$$\sigma_0 = N / pA_{sky} \quad (3-A17)$$

- δQ_{sky} : 円柱状シアキーによるせん断力
 bQ_{sky} : 円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力
 δ_H : 接合面のせん断変位
 δ_{max1} : せん断耐力に達する時のせん断変位
 δ_{max2} : ポストピーク領域（荷重低下領域）に入るせん断変位
 $b\gamma$: 支圧破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数
 bA, bB : $b\gamma$ に用いる係数($bA=0.052, bB=-0.229$)
 σ_0 : 接合面に生じる平均圧縮応力度
 σ_0 : 円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度
 N : 接合面に対する軸方向力
 pA_{sky} : 接合面に配置された円柱状シアキーの水平投影面積の合計

【シアオフ破壊型のせん断力 δQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係の評価式】

$$\frac{\delta Q_{sky}}{sQ_{sky}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}) \quad (3-A18)$$

$$\frac{\delta Q_{sky}}{sQ_{sky}} = 1 \quad (\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1) \quad (3-A19)$$

$$\frac{\delta Q_{sky}}{sQ_{sky}} = {}_s\gamma \cdot \ln(\delta_H / \delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (3-A20)$$

$${}_s\gamma = {}_sA \cdot \ln(\sigma'_0) + {}_sB \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (3-A21)$$

$$\delta_{max1} = 0.2 \quad (3-A22)$$

$$\delta_{max2} = 0.42\sigma_0 \quad (0.48 \leq \sigma_0 \leq 1.43 \text{ N/mm}^2) \quad (3-A23)$$

$$\sigma'_0 = N / {}_pA_{sky} \quad (3-A24)$$

- δQ_{sky} : 円柱状シアキーによるせん断力
- sQ_{sky} : 円柱状シアキーのシアオフ破壊時のせん断耐力
- δ_H : 接合面のせん断変位
- δ_{max1} : せん断耐力に達する時のせん断変位
- δ_{max2} : ポストピーク領域（荷重低下領域）に入るせん断変位
- ${}_s\gamma$: シアオフ破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数
- ${}_sA, {}_sB$: ${}_s\gamma$ に用いる係数(${}_sA=0.054, {}_sB=-0.268$)
- σ_0 : 接合面に生じる平均圧縮応力度
- σ'_0 : 円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度
- N : 接合面に対する軸方向力
- ${}_pA_{sky}$: 接合面に配置された円柱状シアキーの水平投影面積の合計

第 4 章

チップングによる目荒らしを用いた 接合面の力学的性質

要旨 チッピングによる目荒らしを用いた接合面のせん断耐力式及びせん断力 - せん断変位関係の評価式

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質では、チッピングによる目荒らしを接合面に適用した試験体のせん断実験を行い、その構造性能について検証した。

チッピングによる目荒らしのせん断耐力式を実務の設計に用いるためには、①せん断耐力が目荒らし面積比 r_{cr} によらず同じせん断耐力式で算定できること、②施工者の技能により異なる目荒らしの深さを数値的に捉え、その深さとせん断耐力との関係を明確にすること、③接合面に生じる圧縮軸力の影響をせん断耐力式に反映することができ、更に極力容易に計算可能であることが望まれる。

まず、画像解析を用いて r_{cr} を詳細に計測した。そして、本文 Photo 4-2 に示すスポットレーザ変位計を使用した形状計測装置を構築し、この形状計測装置を用いてチッピングの凹凸を詳細に計測及び分析した。その後、せん断実験を行い、 r_{cr} やチッピングの形状によるせん断力や力学挙動の違いを比較した。本章ではこれらの計測、分析及び実験結果から、せん断耐力式及びせん断力 - せん断変位関係の評価式を構築することを目的としている。そこで、第4章の要旨では、チッピングによる目荒らし(以降、本要旨ではチッピングと目荒らしは同一として記述する)を用いた接合面のせん断耐力式及びせん断力 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の評価式の構成について記載する。

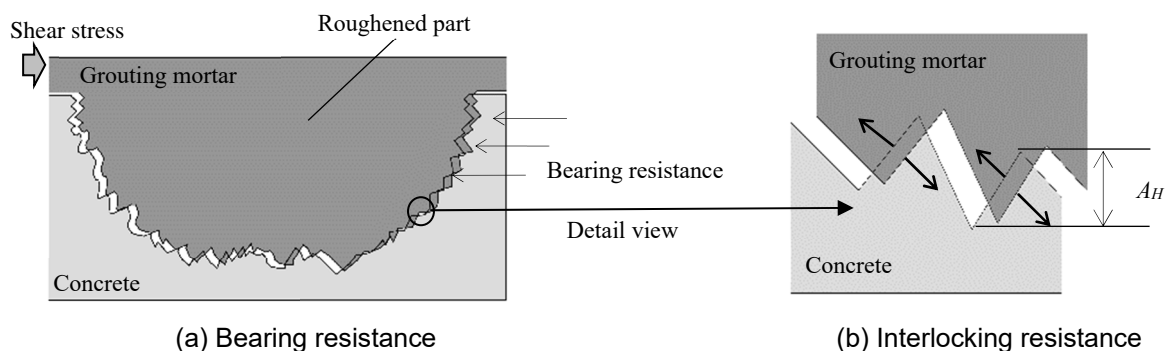


Fig.4-G1 Bearing resistance and interlocking resistance

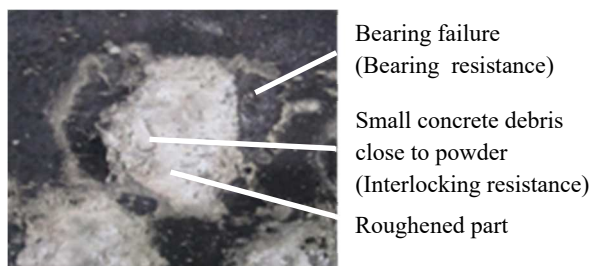


Photo 4-G1 Failure mode of single roughened

目荒らしのせん断抵抗は、Fig.4-G1（本文 Fig.4-30 と同じ）に示すような、単体目荒らし部のマクロ的な接触による抵抗（以下、全体支圧抵抗と称する）と、単体目荒らし部内に存在する個々の微小凹凸面の接触による局所的な噛み合い抵抗（以下、局所噛み合い抵抗）であると考えられる。これは、Photo 4-G1（本文 Photo 4-4 と同じ）の単体目荒らし部の破壊状況からも窺える。そして、形状計測とせん断実験から、下記の項目が推察された。

- ① 目荒らし部の垂直投影面積 A_H は本文 Fig.4-13 に示す垂直投影面積密度分布から、最大目荒らし深さ z_{max} によらず、目荒らし面積 A_{cr} に比例する。
- ② 本文 Fig.4-18 の目荒らしによるせん断耐力 Q_{ch} と z_{max} の関係から、 z_{max} は Q_{ch} に大きく影響しない。
- ③ 本文 Fig.4-16 の Q_{ch} と既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ の関係から、 $c\sigma_B$ による Q_{ch} の影響は、円柱状シアキーの支圧破壊型と同程度である。そのため、 Q_{ch} は $c\sigma_B$ による円柱状シアキーの補正係数 C_C を用いて評価できる。
- ④ 本文 Fig.4-17 の Q_{ch} と平均圧縮応力度 σ_0 の関係から、 σ_0 による Q_{ch} の影響は、 $c\sigma_B$ と同様に円柱状シアキーの支圧破壊型と同程度である。このことから、 Q_{ch} の耐力式には σ_0 による円柱状シアキーの補正係数 C_N を用いて評価できる。

目荒らしによるせん断耐力 Q_{ch} は、前述の通り局所噛み合い抵抗によるせん断耐力 Q_I と全体支圧抵抗によるせん断耐力 Q_B の合計とすると、 Q_{ch} は次式で表現できる。

$$Q_{ch} = Q_I + Q_B \quad (4-G1)$$

はじめに、局所噛み合い抵抗によるせん断耐力 Q_I について述べる。単位目荒らし面積 A_{cr} 当たりの局所噛み合い抵抗によるせん断耐力の基準値を ${}_I\sigma_S$ と置き、前述の①～④を踏まえると、局所噛み合い抵抗によるせん断耐力 Q_I は、次式によって表すことができる。

$$Q_I = r_{cr} \cdot A_j \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_I\sigma_S = A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_I\sigma_S \quad (4-G2)$$

ここに、 r_{cr} は目荒らし面積比、 A_j は接合面面積、 C_C はコンクリート圧縮強度 $c\sigma_B$ による補正係数、 C_N は平均圧縮応力度 σ_0 による補正係数であり、 C_C 及び C_N は次式で与えられる。

$$C_C = \frac{0.552 c\sigma_B + 44.2}{56.0} \quad (4-G3)$$

$$C_N = \frac{39.1\sigma_0 + 34.8}{71.9} \quad (4-G4)$$

ここで、 $r_{cr}=1.0$ とした試験体 CH-M100LM-cy は、接合面全域に目荒らしを施していることから $Q_B=0\text{kN}$ であると考え、 $Q_{ch}=Q_I$ となる。このことは、本文 Photo 4-5 に示す試験体 CH-M100LM-cy の最終破壊状況を観察すると、実験終了後の接合面の状態が、接合面周辺に支圧破壊が生じていないことから判断される。また、試験体 CH-M100LM-cy の実験値は、127.8kN であり、式(4-G2)～(4-G4)から ${}_I\sigma_S$ を同定すると、 ${}_I\sigma_S=2.32\text{N/mm}^2$ となる。

続いて、全体支圧抵抗によるせん断耐力 Q_B について記載する。本文 4.4.2 項及び本文 4.4.4 項から傾斜密度関数及び垂直投影面積密度関数は、 z_{max} による影響が小さいことを示した。このこ

とから、単体目荒らし部が概ね相似となる形状特性を有していると判断される。また、本文 Fig.4-32 に示すように、 Q_B は全体支圧抵抗を受けることができる単体目荒らし部周囲の平滑部の面積 A_B に比例すると考える。これらから式(4-G2)の A_{cr} を A_B に、 ${}_I\sigma_S$ を単位 A_B 当たりの全体支圧抵抗によるせん断耐力の基準値 ${}_B\sigma_S$ にそれぞれ置換すると、 Q_B は次式で表現することができる。

$$Q_B = A_B \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma_S \quad (4-G5)$$

接合面は、目荒らし部が複雑な形状であることや、単体目荒らし部同士の間隔や重なり等、多くの不規則な要素を含んでいる。そこで A_{cr} に対し、目荒らしの複雑な形状や r_{cr} の増加に伴う目荒らし部同士の重なり等による A_B の低減を考慮した関数を K_{sh} と置くと、 $A_B = K_{sh} \times A_{cr}$ となる。更に ${}_B\sigma_S$ は、 K_{sh} 同様に前述の多くの不規則な要素に左右され、実験結果から直接的に導出することが困難である。そのため、 $K_{sh} \times {}_B\sigma_S$ を実験結果から式(4-G2)で算定される Q_I を引いて同定する。なお、ここでは便宜上 $K_{sh} \times {}_B\sigma_S = {}_B\sigma'_S$ とおいて整理すると、 Q_B は次式で表される。

$$\begin{aligned} Q_B &= A_B \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma_S = K_{sh} \cdot A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma_S \\ &= A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma'_S \end{aligned} \quad (4-G6)$$

r_{cr} が 1.0 に近づくに連れ Q_B は 0N/mm^2 に漸近することを考慮し、 ${}_B\sigma'_S$ は r_{cr} の対数関数を用いて表現する。本文 Fig.4-33 による ${}_B\sigma'_S - r_{cr}$ 関係から、 ${}_B\sigma'_S$ は次式で与えられる。

$${}_B\sigma'_S = -4\ln(r_{cr}) \quad (0.1 \leq r_{cr} \leq 1.0) \quad (4-G7)$$

せん断耐力が既存部の局所噛み合い抵抗と全体支圧抵抗で表現できることから、せん断力 δQ_{ch} とせん断変位 δ_H の関係は、円柱状シアキーの支圧破壊型を基本に用いることが適切であると考えられる。このことから、チッピングの $\delta Q_{ch} - \delta_H$ 関係の評価式は以下となる。

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}) \quad (4-G8)$$

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 1 \quad (\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1) \quad (4-G9)$$

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = {}_b\gamma \cdot \ln(\delta_H / \delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (4-G10)$$

$${}_b\gamma = {}_bA \cdot \ln(\sigma'_0) + {}_bB \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (4-G11)$$

$$\delta_{max1} = 0.2 \quad (4-G12)$$

$$\delta_{max2} = 0.42\sigma_0 \quad (0.48 \leq \sigma_0 \leq 1.43 \text{ N/mm}^2) \quad (4-G13)$$

$$\sigma_0 = N / A_{cr} \quad (4-G14)$$

ここに、 δQ_{ch} はチッピングのせん断力、 Q_{ch} はチッピングのせん断耐力、 δ_H は接合面のせん断変位、 δ_{max1} はせん断耐力に達する時のせん断変位（荷重漸増領域から荷重一定領域に変わる時のせん断変位）、 δ_{max2} は荷重低下領域に入る時のせん断変位、 ${}_b\gamma$ は荷重低下の勾配に依存する関数、 ${}_bA$ 及び ${}_bB$ は ${}_b\gamma$ に用いる係数 (${}_bA=0.052$, ${}_bB=-0.229$)、 σ_0 は接合面に生じる平均圧縮応力度、 σ_0 は

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質 要旨

目荒らし部に生じる平均圧縮応力度, N は接合面に対する軸方向力, A_{cr} は目荒らし面積である。

以上より, 第4章では, チッピングによる目荒らしのせん断耐力式を構築し, 更にチッピングによる目荒らしのせん断変位 - せん断力関係の評価式を, 円柱状シアキーの支圧破壊型の評価式を基本に構築した。また, 本要旨ではチッピングのせん断耐力式及びせん断変位 δ_{ch} - せん断力 δ_H 関係の評価式の構成について記載した。

4.1 はじめに

本章では、チッピングによる目荒らし（以下、本章ではチッピングと目荒らしは同一として記述する）を接合面に適用した試験体のせん断実験を行い、その構造性能について検証する。

チッピングによる目荒らしのせん断耐力式を実務の設計に用いるためには、①せん断耐力が目荒らし面積比 r_{cr} によらず同じせん断耐力式で算定できること、②施工者の技能により異なる目荒らしの深さを数値的に捉え、その深さとせん断耐力との関係を明確にすること、③接合面に生じる圧縮軸力の影響をせん断耐力式に反映することができ、更に極力容易に計算可能であることが望まれる。

Fig.4-1 にチッピングの研究フローを示す。まず、画像解析を用いて r_{cr} を詳細に計測する。そして、スポットレーザー変位計を使用した形状計測装置を構築し、この形状計測装置を用いてチッピングの凹凸を詳細に計測及び分析する。その後、せん断実験を行い、 r_{cr} やチッピングの形状によるせん断力や力学挙動の違いを比較する。これらの計測、分析及び実験結果から、せん断耐力式及びせん断変位 - せん断力関係の評価式を構築することを目的とする。また、本章ではチッピングのみに焦点を当て、チッピングとあと施工アンカーを併用した場合の接合面のせん断変位 - せん断力関係の評価式は、5章に記述する。

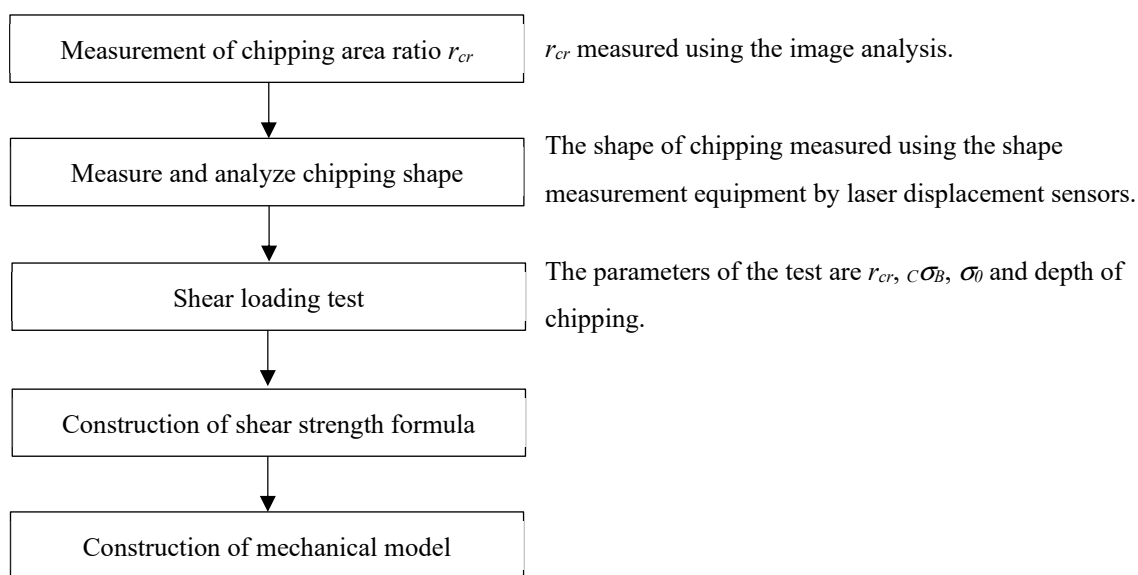


Fig.4-1 Research flow of roughened concrete (Chipping)

4.2 実験パラメータ及び試験体諸元

4.2.1 実験パラメータ

Table 4-1 に試験体パラメータを示し、既存部のコンクリートの圧縮強度 $c\sigma_B$ 及び既存部のコンクリートのヤング係数 E_C 、補強部のグラウトの圧縮強度 $g\sigma_B$ 及び補強部のグラウトのヤング係数 E_G を併記する。パラメータは、目荒らし面積比 r_{cr} 、 $c\sigma_B$ 、平均圧縮応力度 σ_0 及び目荒らしの深さである。ここに目荒らし面積比は、目荒らしを施した面積（以下、目荒らし面積と称する） A_{cr} を接合面の面積 A_j で除した値であり、次式で算定される。

$$r_{cr} = A_{cr}/A_j \quad (4-1)$$

また、試験体名は Table 4-1 の下部に示すように、これらのパラメータの水準が判別できるものとしている。また、 σ_0 は 2.2.1 項の式(2-1)と同じ、軸方向力 N をグラウト側の接合面の面積 A_j で除した値である。

想定する r_{cr} は、Table 4-1 に示すように 0.1 から 1.0 の範囲で 6 水準とした。また、目荒らしの施工後の r_{cr} は、脱型後の平滑な接合面に黒色の塗料で塗装を行い、チッピングによる目荒らしを施した部分（以下、目荒らし部と称する）の塗料が除去されることを利用し、これらの明度差から画像解析を用いて算出している。Table 4-1 に示すように画像解析による r_{cr} の実測値は、概ね想定した値であるが、 $r_{cr}=0.1$ の試験体は、施工時の目荒らしの面積の調整が困難であったため、若干他の r_{cr} の試験体よりばらつきが多い結果となった。しかし、この実測値による r_{cr} を用いて形状分析やせん断耐力を評価するため、このばらつきの影響はパラメータ上問題ないものとして扱う。なお、本論文における r_{cr} は、目荒らしの施工により凹凸が生じた接合面に対する面積比であり、 $r_{cr}=0$ とは目荒らしを施さないことを意味する。つまり、 $r_{cr}=0$ は目荒らしを施さない接合面に、極めて微小な凹凸も存在しない、つまり何ら凹凸も存在しないことを意味するものではない。このような何ら凹凸も存在しないコンクリートの表面は、形成することが現時点で技術的に不可能であると共に、現実的に存在しないため、当然ながらこのような接合面を有する試験体の力学的性質については、本論文で言及しない。

$c\sigma_B$ は、10N/mm²、20N/mm²、30N/mm² の 3 水準を目標として打設した。これは、耐震補強を行う建物の $c\sigma_B$ が概ね 9~30N/mm² 程度であることによる。また、コンクリートの配合を付録 3 に示す。

打設したグラウトは、付録 3 で示す耐震補強で一般的に用いられる無収縮グラウト材のプレミックスタイプであり、添加する水量は材料指定の範囲内とした。

σ_0 については、2.2.1 項及び 3.2.1 項で述べた通り、内付け補強工法の接合部にシアキーが用いられた既往の実験の結果、ずれ変形量が 1mm 以降の領域で σ_0 が概ね 0.4N/mm² にほぼ一定になると報告されている⁴⁾。よって、 $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ を基準とし、 σ_0 がせん断耐力に及ぼす影響を把握しやすいように 0.48N/mm² の 2 倍である 0.95N/mm²、3 倍である 1.43N/mm² の 3 ケースとした。

目荒らしの深さに関しては、標準的な目荒らしを中位として、中位に対し意図的に浅く、及び

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.2 実験パラメータ及び試験体諸元

Table 4-1 Test parameters and material test results (Series CH)

Series	No.	Loading method	Chipping area ratio r_{cr}		Z_{max} (mm)	σ_0 (N/mm ²)	Existing concrete		Grouting mortar	
			Assumed	Measured			$c\sigma_B$ (N/mm ²)	E_C (kN/mm ²)	$G\sigma_B$ (N/mm ²)	E_G (kN/mm ²)
CH	CH-M10LL-cy	Cyclic loading	0.1	0.154	11.05	0.48	7.9	14.6	72.3	24.4
	CH-M10LM-cy			0.099	9.81		17.1	24.7	64.6	26.2
	CH-M10LH-cy			0.137	9.21		31.7	30.1	72.3	24.4
	CH-D10LM-cy			0.117	10.32		19.9	29.1	68.7	26.3
	CH-S20LM-cy		0.2	0.201	3.43		19.9	29.1	68.7	26.3
	CH-M20LL-cy			0.212	11.47		7.9	14.6	72.3	24.4
	CH-M20LM-cy			0.213	7.63		19.9	29.1	68.7	26.3
	CH-M20LH-cy			0.19	8.83		31.7	30.1	72.3	24.4
	CH-D20LM-cy		0.3	0.182	10.78		19.9	29.1	68.7	26.3
	CH-S30LM-cy			0.337	3.98		19.9	29.1	68.7	26.3
	CH-M30LL-cy			0.288	10.94		7.9	14.6	72.3	24.4
	CH-M30LM-cy			0.29	10.56		17.1	24.7	64.6	26.2
	CH-M30LH-cy		0.5	0.297	7.54		31.7	30.1	72.3	24.4
	CH-D30LM-cy			0.308	12.31		19.9	29.1	68.7	26.3
	CH-M50LL-cy			0.489	11.16		7.9	14.6	72.3	24.4
	CH-M50LM-cy			0.499	11.06		17.1	24.7	64.6	26.2
	CH-M50LH-cy		0.75	0.503	8.26	31.7	30.1	72.3	24.4	
	CH-M75LM-cy			0.777	13.45	17.1	24.7	64.6	26.2	
	CH-M100LM-cy		1	-	-	20.1	25.6	72.3	24.4	
	CH-M10MM-cy		0.1	0.093	11.08	0.95	21.7	26.5	56.6	26.7
	CH-M10HM-cy			0.107	8.35	1.43	21.7	26.5	56.6	26.7
	CH-M20MM-cy		0.2	0.209	10.56	0.95	21.7	26.5	56.6	26.7
	CH-M20HM-cy			0.194	5.61	1.43	21.7	26.5	56.6	26.7
	CH-M30MM-cy		0.3	0.283	7.64	0.95	19.9	29.1	68.7	26.3
CH-M30HM-cy	0.284	7.54		1.43	19.9	29.1	68.7	26.3		

$c\sigma_B$: Concrete compressive strength, E_C : Concrete elastic modulus, $G\sigma_B$: Grouting mortar compressive strength, E_G : Grouting mortar elastic modulus, Z_{max} : Maximum depth, r_{cr} : Chipping area ratio (Roughened concrete area ratio)

Explanatory notes of specimen No. : CH - M 30 L L - cy
 Chipping Depth r_{cr} σ_0 $c\sigma_B$ Cyclic loading

Depth S : Shallow, M : Middle, D : Deep
 σ_0 L : 0.48N/mm², M : 0.95N/mm², H : 1.43N/mm²
 $c\sigma_B$ L : Low level, M : Middle level, H : High level

深くした3水準とした。後述するが、深さの指標は、測定した深さのデータを深さ密度関数として処理し、その結果からガウス関数をベースにした提案式で算定している。Table 4-1に示す最大目荒らし深さ Z_{max} は、この提案式を用いて算定された、深さ 0mm からの範囲における標準偏差の3倍の信頼区間とした時の深さとする。

4.2.2 試験体諸元

(1) 試験体諸元寸法

Fig.4-2 に試験体の諸元寸法を示す。ここに、形状測定とせん断実験の試験体は同一である。また、試験体の諸元寸法は、3.2.2 項に示す S シリーズの正負交番繰り返し载荷の試験体と同じ

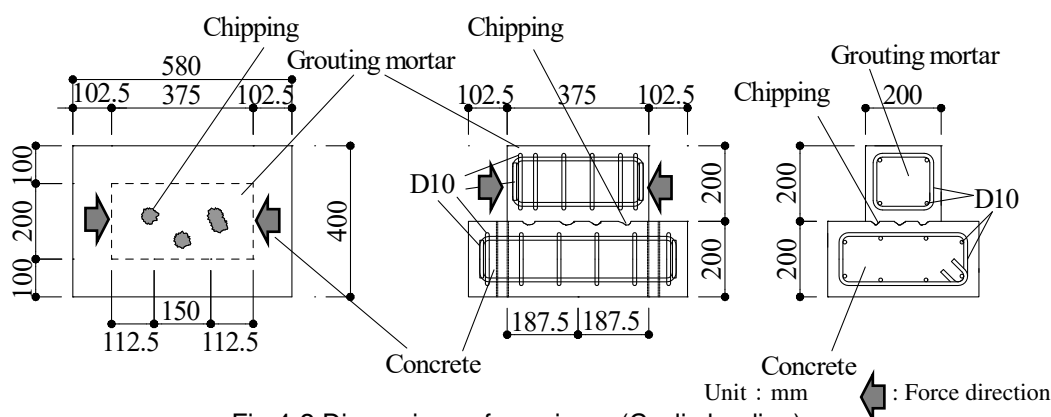


Fig.4-2 Dimensions of specimen (Cyclic loading)

とし、試験体は既存部が 580mm×400mm×200mm、補強部が 375mm×200mm×200mm の直方形状である。試験領域である接合面の寸法は 375mm×200mm とし、この試験領域に目荒らしを施工する。また、目荒らしを施していない部分（以下、平滑部と称す）にグリスを塗布しており、平滑部の付着や噛み合い等の影響は極力排除している。

(2) 試験体製作方法

既存部側の型枠を垂直に立てて組んだ後、コンクリートを打設した。既存部の型枠に表面加工コンクリート型枠用合板を用いており、接合面の仕上がり状態は平滑である。この平滑な接合面に対し、電動ピックを用いて目荒らしを施工する。そのため、目荒らしを施していない部分の噛み合い抵抗は、実験にほぼ影響しないと判断できる。また、目荒らしの施工者及び使用した工具は全試験体同じである。

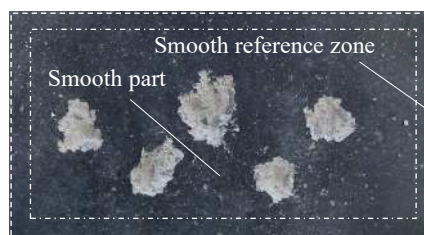
目荒らしを施工する際の目荒らし部の面積 A_{cr} の確認方法として、画像解析を用いる。まず、平滑部に黒の塗料を塗装し、その後目荒らしをする。目荒らしを施した部分（以下、目荒らし部と記述する）は、塗料が付着したコンクリートが除去されるため、平滑部と目荒らし部に大きな明度の差が生じる。Photo 4-1a~d に目荒らし状況を示す。この明度の差を利用して画像解析することで、 A_{cr} を数値的に確認できる。Table 4-1 に示すように実測値の r_{cr} は、ほぼ想定値通りであることがわかる。また、 r_{cr} が 0.3 以上になると平滑部が減少し、1 回の電動ピックの打撃で生じる目荒らし部（以下、単体目荒らし部と称する）同士が重なる現象が生じ得る。特に Photo 4-1c(r) に示す $r_{cr}=0.75$ の試験体では、ほぼ全域に渡って目荒らし部同士が重なっていることがわかる。

目荒らしを施工し、形状計測を実施した後、せん断実験において、固着や摩擦の影響を極力少なくするため、平滑部にグリスを塗布し、接合面上部に 375mm×200mm×200mm の型枠を組み、鉄筋籠を設置し、プレミックスタイプのグラウトを打設した。なお、チッピングの内部にグリス及び吸水調整剤の塗布は行っていない。

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.2 実験パラメータ及び試験体諸元



$r_{cr}=0.1$
Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Low level
(a) CH-M10LL-cy



$r_{cr}=0.1$
Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level
(b) CH-M10LM-cy



$r_{cr}=0.1$
Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:High level
(c) CH-M10LH-cy



$r_{cr}=0.1$
Depth:Deep, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level
(d) CH-D10LM-cy



$r_{cr}=0.2$
Depth:Shallow, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level
(e) CH-S20LM-cy



$r_{cr}=0.2$
Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Low level
(f) CH-M20-LL-cy



$r_{cr}=0.2$
Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level
(g) CH-M20LM-cy



$r_{cr}=0.2$
Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:High level
(h) CH-M20LH-cy

Photo 4-1a Roughened joint surface status

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.2 実験パラメータ及び試験体諸元



$r_{cr} = 0.2$

Depth:Deep, $\sigma_{\theta} = 0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level

(i) CH-D20LM-cy



$r_{cr} = 0.3$

Depth:Shallow, $\sigma_{\theta} = 0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Low level

(j) CH-S30LL-cy



$r_{cr} = 0.3$

Depth:Middle, $\sigma_{\theta} = 0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Low level

(k) CH-M30LL-cy



$r_{cr} = 0.3$

Depth:Middle, $\sigma_{\theta} = 0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level

(l) CH-M30LM-cy



$r_{cr} = 0.3$

Depth:Middle, $\sigma_{\theta} = 0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:High level

(m) CH-M30LH-cy



$r_{cr} = 0.3$

Depth:Deep, $\sigma_{\theta} = 0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level

(n) CH-D30LM-cy



$r_{cr} = 0.5$

Depth:Middle, $\sigma_{\theta} = 0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Low level

(o) CH-M50LL-cy



$r_{cr} = 0.5$

Depth:Middle, $\sigma_{\theta} = 0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level

(p) CH-M50LM-cy

Photo 4-1b Roughened joint surface status

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質

4.2 実験パラメータ及び試験体諸元



$r_{cr} = 0.5$

Depth: Middle, $\sigma_0 = 0.48 \text{ N/mm}^2$, $c\sigma_B$: High level

(q) CH-M50LH-cy



$r_{cr} = 0.75$

Depth: Middle, $\sigma_0 = 0.48 \text{ N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(r) CH-M75LM-cy



$r_{cr} = 1.0$

Depth: Middle, $\sigma_0 = 0.48 \text{ N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(s) CH-M100LM-cy



$r_{cr} = 0.3$

Depth: Middle, $\sigma_0 = 0.95 \text{ N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(t) CH-M10MM-cy



$r_{cr} = 0.1$

Depth: Middle, $\sigma_0 = 1.43 \text{ N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(u) CH-M10HM-cy



$r_{cr} = 0.2$

Depth: Middle, $\sigma_0 = 0.95 \text{ N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(v) CH-M20MM-cy



$r_{cr} = 0.2$

Depth: Middle, $\sigma_0 = 1.43 \text{ N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(w) CH-M20HM-cy



$r_{cr} = 0.3$

Depth: Middle, $\sigma_0 = 0.95 \text{ N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(x) CH-M30MM-cy

Photo 4-1c Roughened joint surface status

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.2 実験パラメータ及び試験体諸元



$r_{cr}=0.3$

Depth:Middle, $\sigma_0=1.43\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level

(y) CH-M30HM-cy

Photo 4-1d Roughened joint surface status

4.3 実験方法

載荷方法及び計測方法は、2.3節のAシリーズ及び3.3節のSシリーズの正負交番繰り返し載荷と同じであるため、ここでは図と最小限の説明に留める。

4.3.1 載荷方法

載荷方法は、正負交番繰り返し載荷とした。せん断加力装置を Fig.4-3 に示す。同図に示す正負交番繰り返し載荷の試験体は、軸方向力を一定の荷重制御とし、水平方向は強制せん断変位を与える正負交番繰り返し載荷とした。加力サイクルは接合面のせん断変位 $\delta_H = \pm 0.12\text{mm}$ を1回、 $\delta_H = \pm 0.25\text{mm}$, $\pm 0.5\text{mm}$, $\pm 1.0\text{mm}$, $\pm 2.0\text{mm}$, $\pm 4.0\text{mm}$ を2回、 $\delta_H = +6\text{mm}$ を1回とした。

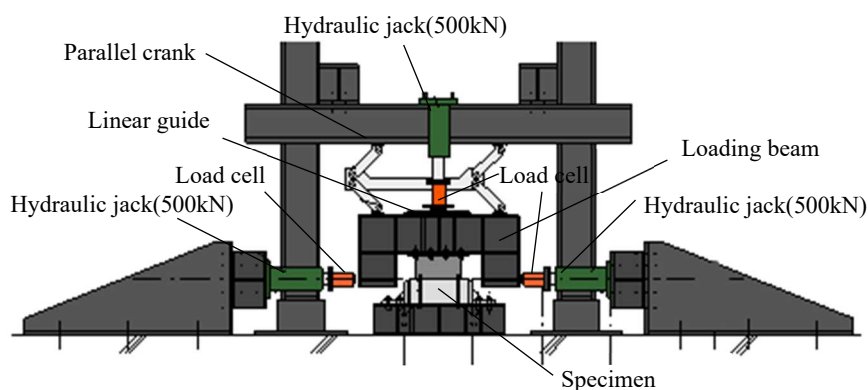


Fig.4-3 Loading equipment of shear loading test (Cyclic loading)

4.3.2 せん断実験の計測計画

載荷方法毎の計測計画を Fig.4-4 に示す。計測は接合面のせん断変位 δ_H 及び既存部と補強部の離間距離 δ_V (以下、目開き変位と称する) とした。また、 δ_H 及び δ_V は既存部上に高感度変位計をそれぞれ2箇所ずつ配置し、その計測した値の平均値を採用した。

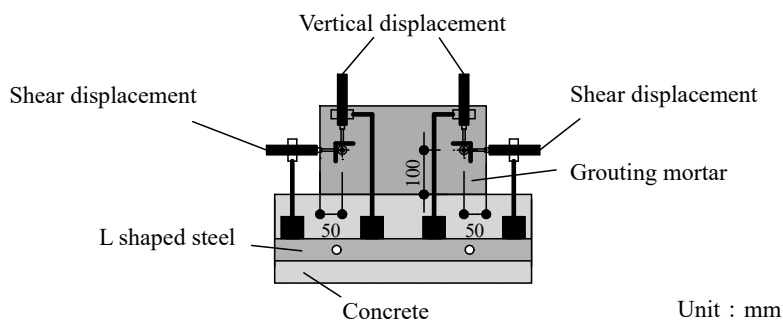


Fig.4-4 Measurement plan (Cyclic loading)

4.4 チッピングによる目荒らしの凹凸形状

4.4.1 形状計測方法及び形状分析を行うための準備

接合面の測定は、Fig.4-5 及び Photo 4-2 に示す形状測定装置を構築して行った。この形状測定装置は高感度スポットレーザー変位計とリニアエンコーダーを用いており、 x 、 y 方向に走査させながら、 z 方向の深さを測定した。和田らの研究⁴⁻²⁾において、計測間隔を 0.125mm とすることで、3 次元的なひび割れ面の形状特性を精度よく把握できると報告されている。そこで、せん断方向の载荷に対する耐力評価を主目的としていることから、 x 方向（せん断方向）の計測間隔は 0.04mm と細かくし、 y 方向の計測間隔はこの形状測定装置で測定できる最小間隔 0.5mm とした。

既往の粗面の形状に関する研究例として、コンクリートひび割れ面における微小凹凸面の傾斜角による接触密度関数を導出した研究⁴⁻³⁾や、凹凸の接触面高さを評価した研究例^{4-3),4-4)}がある。これらの手法を応用し、目荒らしを施した接合面の形状を評価する。

Fig.4-6 に形状分析方法を示す。Fig.4-5 の形状計測装置を用いて得られた 3 次元データは、試験体を設置する精度により僅かに傾いた状態となっている。まず、 x - z 軸上の 2 次元座標において、接合面の計測開始点である座標値と、計測終了点である座標値を 1 次関数で結んだ面を座標基準面とし、Fig.4-6 に示すように座標変換をする。ここに i は計測番号を示す。

ここで、 $r_{cr}=0.1,0.2$ の試験体の接合面の外周 5mm 幅の平滑面、同様に $r_{cr}=0.3,0.5,0.75$ の試験体の外周 1mm 幅の平滑面を、平滑基準面と定義する。Photo 4-1a(b)の点線で示す接合面外周部

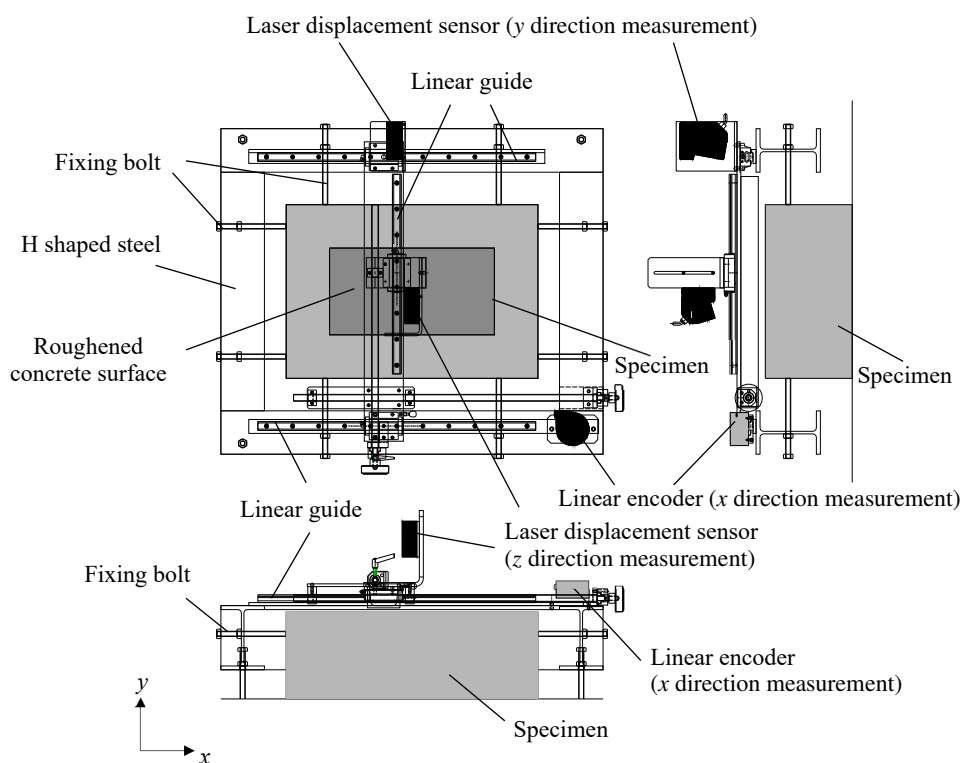


Fig.4-5 Shape measurement equipment

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.4 チッピングによる目荒らしの凹凸形状

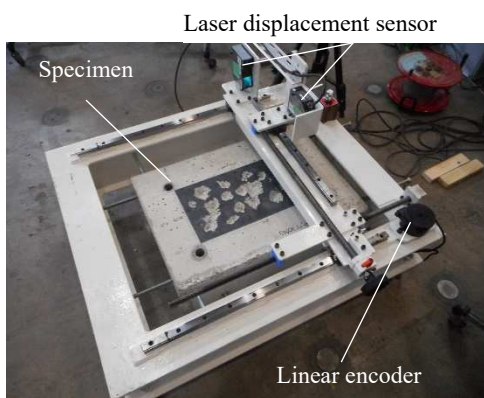


Photo 4-2 Shape measurement equipment

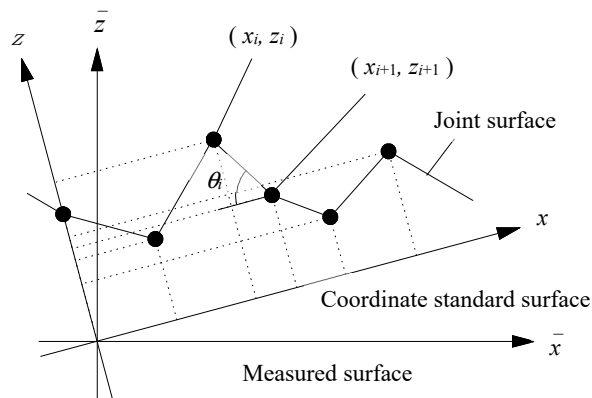
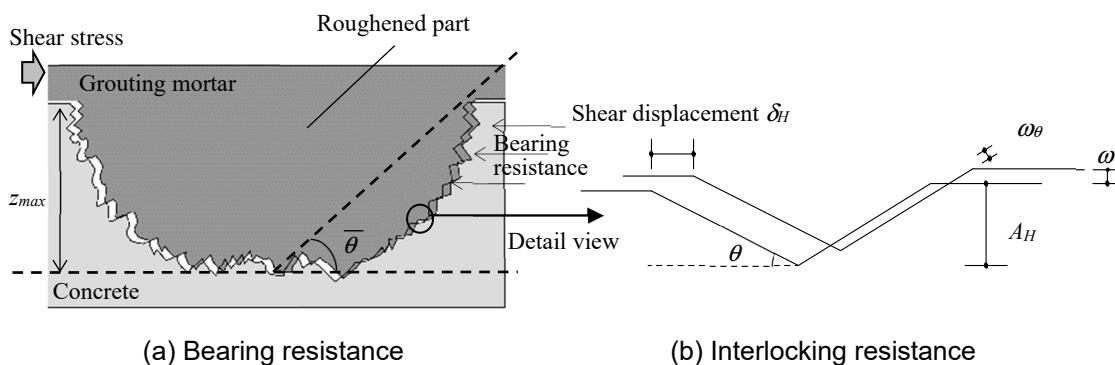


Fig.4-6 Shape analysis method



(a) Bearing resistance

(b) Interlocking resistance

Fig.4-7 Image of shear resistance of roughened concrete

と、一点鎖線で囲まれた領域が平滑基準面である。この平滑基準面の測定データによる形状成分は、接合面の平滑部の成分と同じと見なし、目荒らし部のみの形状成分は接合面全体の形状成分から平滑部の形状成分を引いて評価する。

ここで目荒らしの形状がせん断力に与える影響を少し触れておく。接合面全体に作用するせん断力は、単体目荒らし部のマクロ的な接触による抵抗（以下、全体支圧抵抗と称する）と単体目荒らし部内に存在する個々の微小凹凸面の接触による局所的な噛み合い抵抗（以下、局所噛み合い抵抗と称する）を総和して得られると考える。Fig.4-7 に全体支圧抵抗(Bearing resistance)と局所噛み合い抵抗(Interlocking resistance)の概念を示す。同図(a)に示すように全体支圧抵抗は、単体目荒らし部周囲の平滑部の面積（以下、支圧抵抗面積 A_B と称する）の大きさに影響を受けると推測される。また、同図(b)より局所噛み合い抵抗は、微小凹凸面の垂直成分である垂直投影面積 A_H に依存すると考えられる。

4.4.2 傾斜密度関数

Fig.4-6 に傾斜角 θ の分析方法を併記している。同図に示すように接合面の傾斜角 θ_i は、 x 方向

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.4 チッピングによる目荒らしの凹凸形状

に隣接する $i+1$ 点の座標値を用いて表すことが出来る。 θ_i を次式により算定する。

$$\theta_i = \tan^{-1}\{(z_{i+1} - z_i)/(x_{i+1} - x_i)\} \quad (4-2)$$

次に接合面全領域の傾斜密度関数 $\theta\Omega_j(\theta)$ ⁴³⁾は、次式の条件を満たす。

$$\int_{-\pi/2}^{\pi/2} \theta\Omega_j(\theta) d\theta = 1 \quad (4-3)$$

接合面全領域の傾斜密度分布を Fig.4-8 に示し、図示する試験体は、基準となる $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ (Low level), $c\sigma_B$ を中水準(Middle level)とした。いずれの試験体も $\theta=0\text{rad}$.近傍でピークを示しており、 r_{cr} が大きくなるにつれピーク値が減少する。

続いて式(4-4)より目荒らし部の傾斜頻度分布 $\theta N_{cr}(\theta)$ を求め、 $-\pi/2 \leq \theta \leq \pi/2$ の区間の積分値が1となるような目荒らし部の傾斜密度関数 $\theta\Omega_{cr}(\theta)$ を式(4-5)より求める。

$$\theta N_{cr}(\theta) = \theta N_j(\theta) - \frac{A_j(1 - r_{cr})}{A_f} \theta N_f(\theta) \quad (4-4)$$

$$\theta\Omega_{cr}(\theta) = \theta N_{cr}(\theta) / \int_{-\pi/2}^{\pi/2} \theta N_{cr}(\theta) d\theta \quad (4-5)$$

ここに $\theta N_j(\theta)$ は接合面全領域の傾斜頻度分布、 $\theta N_f(\theta)$ は平滑基準面の傾斜頻度分布、 A_f は平滑基準面面積である。

Fig.4-9 に目荒らし部の傾斜密度分布を示す。平滑部を取り除いた $\theta\Omega_{cr}(\theta)$ は $\theta\Omega_j(\theta)$ 同様に、 $\theta=0\text{rad}$.近傍でピークを示し、 θ の正負ではほぼ対称的に推移している。ここで同図(a)に示すように r_{cr} に着眼すると r_{cr} によらず概ね同じ傾向を示し、深さによっても概ね同じ推移であることが観察される。続いて $c\sigma_B$ の違いによる目荒らし部の傾斜密度分布を観察する。また、同図(b)では試験体 CH-M10LL-cy の $\theta\Omega_{cr}(\theta)$ に負の値が生じたため、この試験体を除いて図示している。 $c\sigma_B$ を低水準とした試験体は、 $\theta=0\text{rad}$.近傍で $\theta\Omega_{cr}(\theta)$ が小さい値となる傾向が見られるが、この現象については、明確な理由が見当たらないため、今後の課題としたい。しかしながら、 $c\sigma_B$ が中水準及び高水準の試験体においては、顕著な違いが見られなかった。

全ての試験体に共通してみられる傾向は、 $\pm\pi/5\text{rad}$.近傍で $\theta\Omega_{cr}(\theta)$ が突起していることである。これは、電動ピックによる目荒らしの特質であると思われるが、今後、電動ピックの違いによる形状の評価を行い、明らかにしたいと考えている。そこでこの突起の影響を無視すると、 $\theta\Omega_{cr}(\theta)$ は2次関数で表現できそうである。また、 $\theta\Omega_{cr}(\theta)$ のピークが $\theta=0\text{rad}$.近傍で突出していることから、 $\theta\Omega_{cr}(\theta)$ を正負に分けて定式化すると次式となる。

$$\theta\Omega_{cr}(\theta) = \begin{cases} (12/\pi^3)(\theta - \pi/2)^2 & (0 \leq \theta \leq \pi/2) \\ (12/\pi^3)(\theta + \pi/2)^2 & (-\pi/2 \leq \theta \leq 0) \end{cases} \quad (4-6)$$

提案式による $\theta\Omega_{cr}(\theta)$ と計測値の相関係数は、Fig.4-9(a), (b)に図示した試験体それぞれにおいて0.94, 0.81であり、目荒らしの深さによる違いより、 $c\sigma_B$ による違いの方が相関係数が低いと言えそうである。

李・前川らの理論⁴³⁾から、接合面にずれ変形が生じると傾斜角が急な凹凸面から接触する。Fig.4-7(b)より既存部と補強部の離間距離 ω が0と仮定すると、微小凹凸面の接触変位 ω_θ は $\delta_H \cdot \sin\theta$ (δ_H はずれ変形)⁴³⁾で表される。そこで ω_θ を考慮して $\theta\Omega_{cr}(\theta)$ に $\sin\theta$ を乗じた値の中央値を $\bar{\theta}$

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.4 チッピングによる目荒らしの凹凸形状

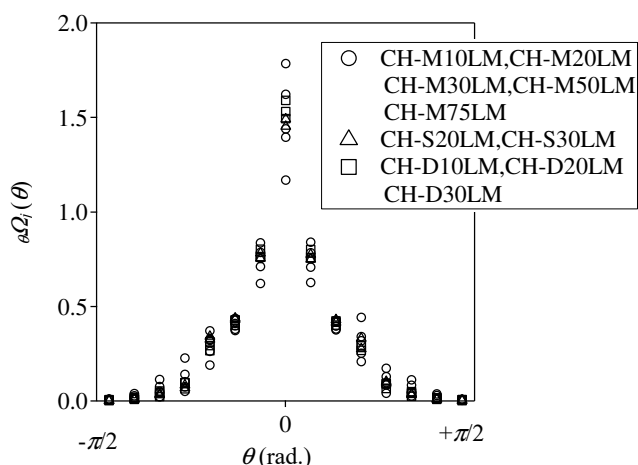
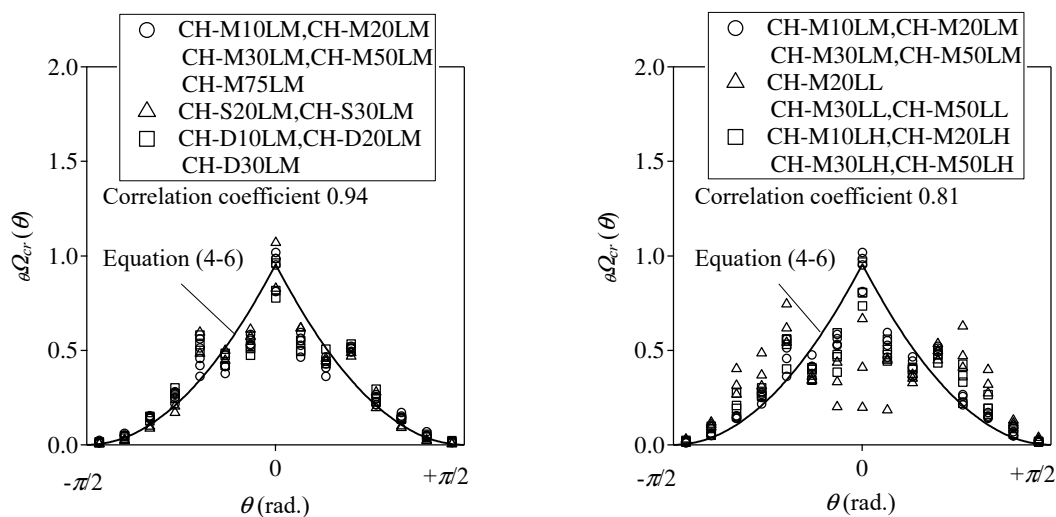


Fig.4-8 Distribution of incline density of all area of joint surface $\theta\Omega_j(\theta)$



(a) Difference in $\theta N_{cr}(\theta)$ depending on depth

(b) Difference in $\theta N_{cr}(\theta)$ depending on $c\sigma_B$

Fig.4-9 Distribution of incline density of roughened parts $\theta N_{cr}(\theta)$

とすると、 $\theta\Omega_{cr}(\theta)$ と $\bar{\theta}$ の関係を次式で示すことができる。なお、式(4-7)より $\bar{\theta}$ を同定すると正負でそれぞれ値が算定されるため、これらの絶対値の平均値を平均傾斜角 $\bar{\theta}$ として定義しておく。

$$\int_0^{\pm\bar{\theta}} \theta\Omega_{cr} \cdot \sin\theta d\theta = \frac{1}{2} \int_0^{\pm\pi/2} \theta\Omega_{cr} \cdot \sin\theta d\theta \quad (4-7)$$

4.4.3 深さ密度関数

深さ z の頻度分布から次式を満たす接合面全領域の深さ密度関数 ${}_z\Omega_j(z)$ を次式を満たすように求める。

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.4 チッピングによる目荒らしの凹凸形状

$$\int_0^{z_m} {}_z\Omega_j(z) dz = 1 \quad (4-8)$$

ここに z_m は採用した深さの最大値を示し、母数のほぼ全数を網羅する $z_m = 30\text{mm}$ とする。

続いて傾斜密度分布と同様に、平滑部を取り除いた目荒らし部の深さ密度関数 ${}_z\Omega_{cr}(z)$ は、次式より求められる。

$${}_zN_{cr}(z) = {}_zN_j(z) - \frac{A_j(1-r_{cr})}{A_f} {}_zN_f(z) \quad (4-9)$$

$${}_z\Omega_{cr}(z) = {}_zN_{cr}(z) / \int_0^{z_m} {}_zN_{cr}(z) dz \quad (4-10)$$

ここに ${}_zN_j(z)$ は接合面全領域の深さ頻度分布、 ${}_zN_f(z)$ は平滑基準面の深さ頻度分布、 ${}_zN_{cr}(z)$ は目荒らし部の深さ頻度分布である。

前掲の Photo 4-1a~d に示すように、単体目荒らし部が重なり、1つ当たりの目荒らし部の面積が増大すると、 z の大きい成分が多くなるため、 $z = 0\text{mm}$ 近傍における ${}_z\Omega_{cr}(z)$ が小さくなる。Fig.4-10 に目荒らし部の深さ密度分布を示す。同図(a)から実際の凹凸形状の相違によりばらつきは見られるが、単体目荒らし部が重なった試験体 CH-M50LM や CH-M75LM は、他の $r_{cr} = 0.2$ の試験体 CH-M20LM と比較し、 ${}_z\Omega_{cr}(z)$ が $z = 0\text{mm}$ 近傍において小さくなる。また、単体目荒らし部同士が重なりにくい $r_{cr} = 0.2$ の試験体を例に挙げ、同図(b)の深さの違いによる z_{max} を観察すると、著者が意図した通り、深さは3水準を表現できている。続いて、 ${}_z\Omega_{cr}(z)$ を定式化する際に、 ${}_z\Omega_{cr}(z) = 0$ の漸近線かつ、 $z = 0\text{mm}$ で ${}_z\Omega_{cr}(z)$ の値を持つ特徴を有する釣鐘型の曲線であるガウス関数をベースに次式を提案する。

$${}_z\Omega_{cr}(z) = a \cdot e^{-b \cdot z^2} \quad (4-11)$$

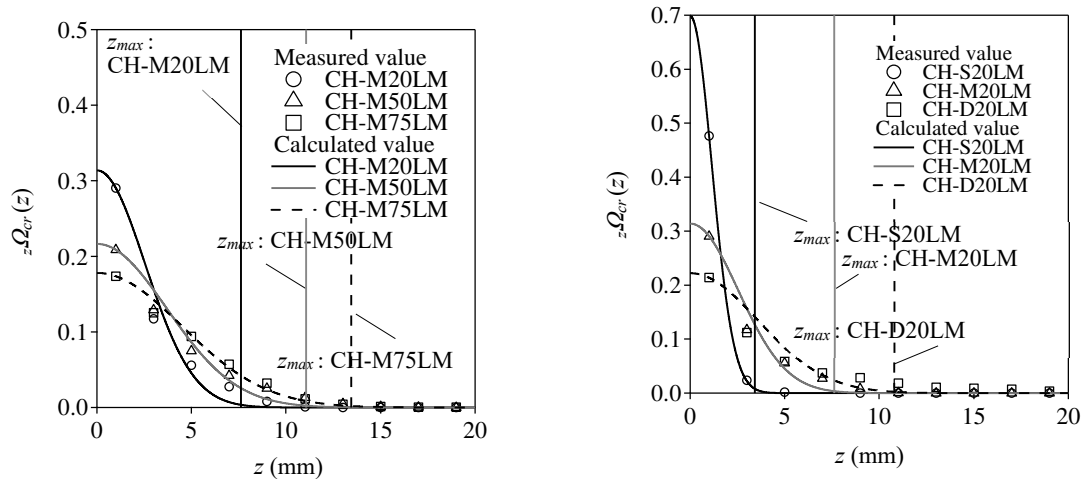
$$\int_0^{\infty} {}_z\Omega_{cr}(z) dz = 1 \quad (4-12)$$

$$a = 2/\sqrt{\pi/b} \quad (4-13)$$

ここに式(4-12)に示す条件から式(4-13)が導かれる。また b は、目荒らし部の深さや重なり具合に依存する係数である。ここで r_{cr} や z により ${}_z\Omega_{cr}(z)$ の差異が最も生じやすい、 $z = 1\text{mm}$ の時の ${}_z\Omega_{cr}(z)$ を用いると、 $z > 1\text{mm}$ の ${}_z\Omega_{cr}(z)$ が推定できそうである。そのため $z = 1\text{mm}$ における ${}_z\Omega_{cr}(z)$ の測定値と同値になるように、式(4-11)と(4-12)を連立して a 及び b を算定する。そしてここでは z_{max} は、 $z = 0\text{mm}$ からの範囲における標準偏差の3倍の信頼区間とした時の深さとする。

改めて Fig.4-10 を観察すると、各図に示すように相関関係は高く、式(4-11)の提案式は深さ密度分布を概ね模擬できている。つまり $z = 1\text{mm}$ における b を設定できれば、 ${}_z\Omega_{cr}(z)$ を推定できると考えられる。ここで、設定した深さ水準について考察する。Fig.4-11 に最大目荒らし深さ z_{max} - 目荒らし面積比 r_{cr} 関係を示す。ばらつきはあるものの、前述の通り、いずれの深さ水準においても、 r_{cr} が増大するに伴い z_{max} は増大する傾向が見られる。そこで単体目荒らし部の重なりによる影響が小さい $r_{cr} \leq 0.3$ の試験体の z_{max} を比較すると、深さ水準を浅い、中位、深いとした試験体の z_{max} のそれぞれの平均値は、3.70mm, 9.19mm, 11.14mm, 標準偏差は 0.39mm, 1.92mm,

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.4 チッピングによる目荒らしの凹凸形状



(a) Difference in $z\Omega_{cr}(z)$ depending on r_{cr} (b) Difference in $z\Omega_{cr}(z)$ depending on depth

Fig.4-10 Distribution of depth density of roughened parts $z\Omega_{cr}(z)$

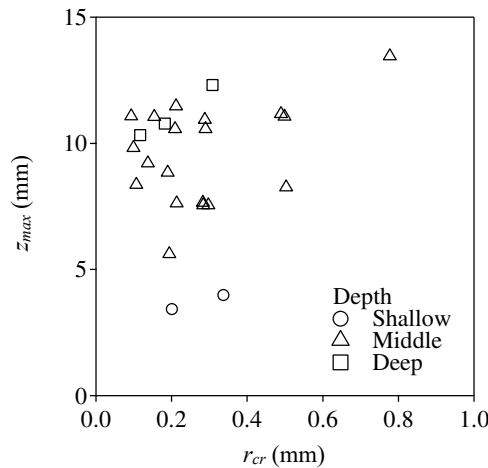


Fig.4-11 Roughened concrete maximum depth – roughened concrete area ratio
($z_{max} - r_{cr}$) relations

1.04mm である。これらから、本試験体の目荒らしにおける各深さ水準の z_{max} を、60%程度の信頼確立を得る深さとなるように区別した場合、 $z_{max} < 5\text{mm}$ は浅い、 $5 \leq z_{max} \leq 10\text{mm}$ は中位、 $10\text{mm} < z_{max}$ は深いと表すことができる。

4.4.4 垂直投影面積密度関数

垂直投影面積の分析方法を Fig.4-12 に示す。x, y 方向に隣接する 4 点から加力方向毎に垂直投影面積 ΔA_H 、単位接合面面積当たりの垂直投影面積 \bar{A}_H を算出して、接合面全領域の垂直投影面積密度関数 ${}_{AH}\Omega_j(\bar{A}_H)$ を次式により満足するように算定する。

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.4 チッピングによる目荒らしの凹凸形状

$$\int_0^{A_{Hm}} {}_{AH}\Omega_j(\bar{A}_H) d\bar{A}_H = 1 \quad (4-14)$$

ここに A_{Hm} は採用した \bar{A}_H の最大値を示し、母数のほぼ全数が内包される $A_{Hm} = 5\text{mm}^2$ とする。
続いて、 ${}_{\theta}\Omega_{cr}(\theta)$ や ${}_z\Omega_{cr}(z)$ と同様に、平滑基準面の垂直投影面積頻度分布 ${}_{AH}N_f(\bar{A}_H)$ から、平滑部を取り除いた目荒らし部の垂直投影面積密度関数 ${}_{AH}\Omega_{cr}(\bar{A}_H)$ を次式により算定する。

$${}_{AH}N_{cr}(\bar{A}_H) = {}_{AH}N_j(\bar{A}_H) - \frac{A_j(1-r_{cr})}{A_f} {}_{AH}N_f(\bar{A}_H) \quad (4-15)$$

$${}_{AH}\Omega_{cr}(\bar{A}_H) = {}_{AH}N_{cr}(\bar{A}_H) / \int_0^{A_{Hm}} {}_{AH}N_{cr}(\bar{A}_H) d\bar{A}_H \quad (4-16)$$

ここに ${}_{AH}N_j(\bar{A}_H)$ は接合面全領域の垂直投影面積頻度分布、 ${}_{AH}N_{cr}(\bar{A}_H)$ は目荒らし部の垂直投影面積頻度分布を示す。

目荒らし部の垂直投影面積密度分布を正加力、負加力方向に別けて Fig.4-13 に示す。ここでは、 $\bar{A}_H \geq 2\text{mm}^2$ の範囲で密度が小さいため、 $0 \leq \bar{A}_H \leq 2\text{mm}^2$ の範囲で表示する。 ${}_{AH}\Omega_{cr}(\bar{A}_H)$ は、同図(a)に示すように r_{cr} で比較した場合、同図(b)に示すように深さ毎に比較した場合共に大きな差異は見られない。更に、加力方向毎に比較しても大きな差異は観察されない。このことから、 \bar{A}_H は目荒らし面積 A_{cr} に比例すると解釈される。つまり \bar{A}_H は傾斜角のみで表現でき、 $\bar{\theta}$ を用いると次式で表される。

$$\bar{A}_H = 0.5 \tan \bar{\theta} \quad (4-17)$$

式(4-7)及び(4-17)より $\bar{\theta}$ は 0.581rad となる。また、加力方向毎の垂直投影面積の合計 A_H は \bar{A}_H に A_{cr} を乗じた値であり、次式となる。

$$A_H = 0.5 A_{cr} \cdot \tan \bar{\theta} = 0.328 A_{cr} \quad (4-18)$$

A_H の計測値と式(4-18)による計算値の比較を Fig.4-14 に示す。Fig.4-13(b)でも観察されるように、 A_H は z_{max} に依存しないと言えそうである。また、計測値と計算値の相関係数は、正加力方向で 0.878 、負加力方向で 0.917 であり、本論文においても A_H は A_{cr} に概ね比例すると判断される。

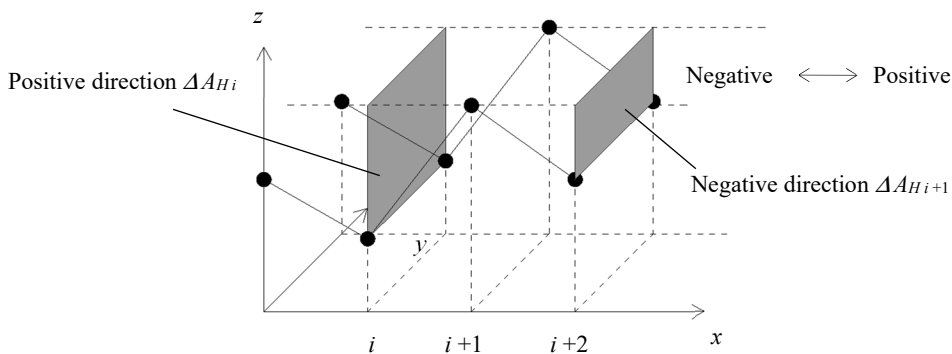


Fig.4-12 Analysis method of vertical projection area

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.4 チッピングによる目荒らしの凹凸形状

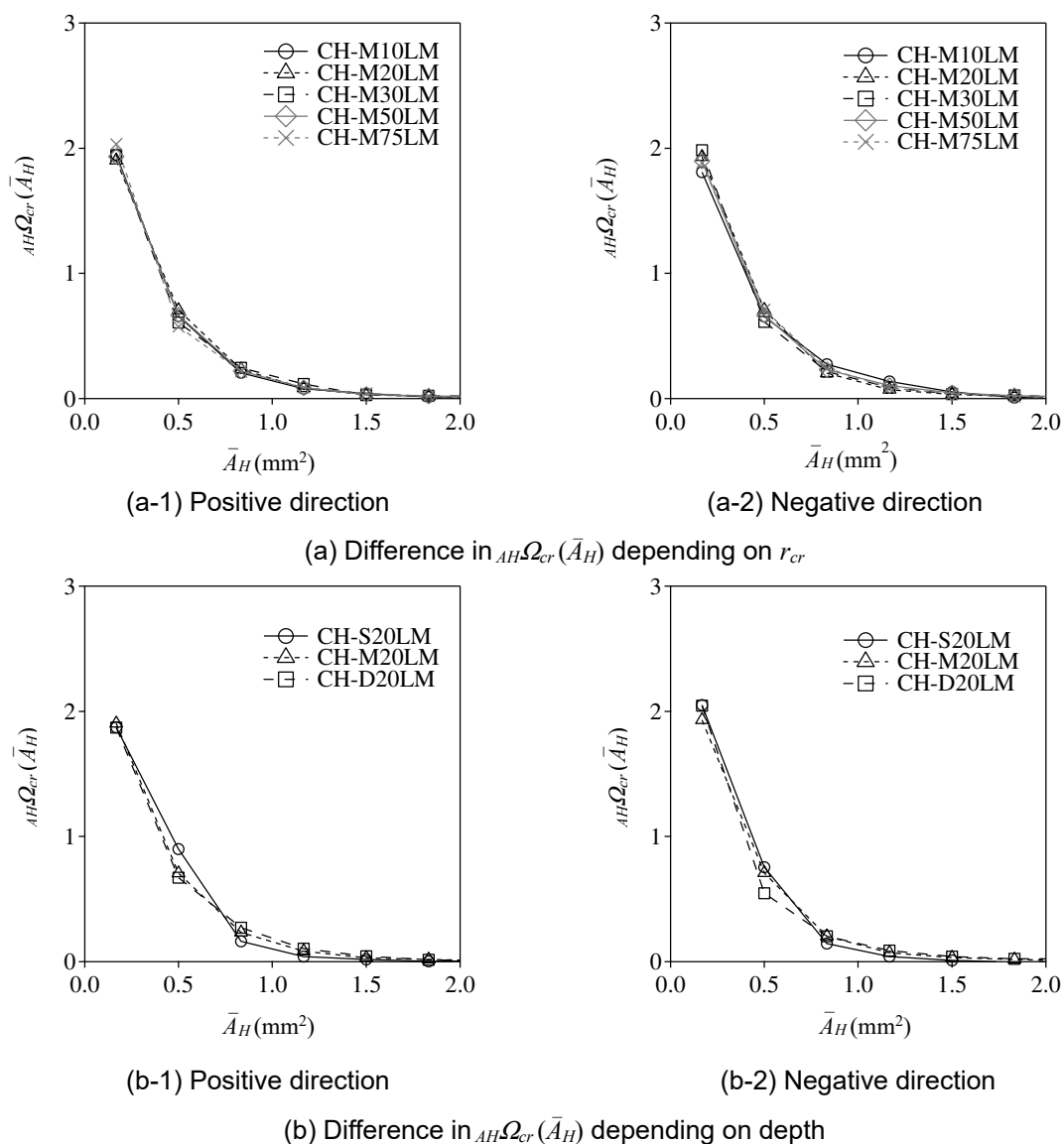


Fig.4-13 Distribution of vertical projection area density of roughened parts $A_H\Omega_{cr}(\bar{A}_H)$

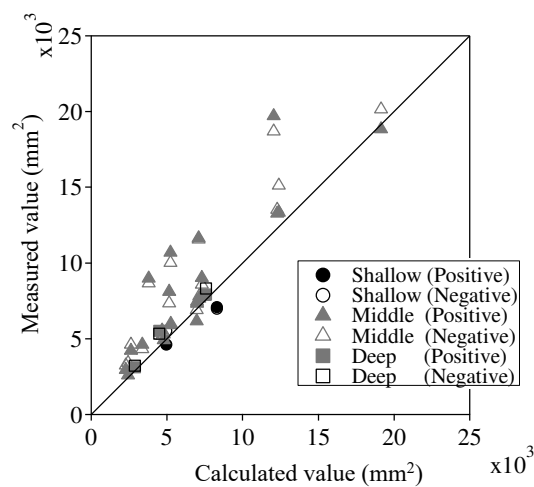


Fig.4-14 Comparison of measured and calculated value of projection area A_H

4.5 実験結果

4.5.1 各変動因子がせん断耐力に与える影響

(1) 目荒らし面積比 r_{cr} の違いによる比較

Fig.4-15 に深さの水準を中位, $\sigma_0 = 0.48\text{N/mm}^2$ とし, 既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ 毎に整理したせん断耐力 Q_{ch} - 目荒らし面積比 r_{cr} 関係を示す。なお, ここでは実験で得られた正側の最大せん断力を, せん断耐力 Q_{ch} と記載する。 r_{cr} が増大するに伴い Q_{ch} も増大するが, $r_{cr} \geq 0.5$ の範囲では, その傾向が鈍化している。そこで, r_{cr} に対する Q_{ch} の傾向を把握するため, $c\sigma_B$ を中水準とした試験体において, 1次関数, 2次関数, 対数関数, 指数関数及び累乗関数の5種類の回帰式を用いて相関係数を比較する。Table 4-2 に $Q_{ch} - r_{cr}$ の回帰式における相関係数一覧を示す。同表より相関係数が最も大きい回帰式の関数は, 2次関数である。Fig.4-15 に2次関数の回帰式を併記する。この回帰式による Q_{ch} は $r_{cr} = 0.720$ で極値となり, $r_{cr} = 1.0$ に向けて低下する。なお, Fig.4-15 に併記した回帰式は前述の通り, 実験の傾向を捉えることのみを用い, せん断耐力式は前節の形状計測結果を踏まえて構築していく。

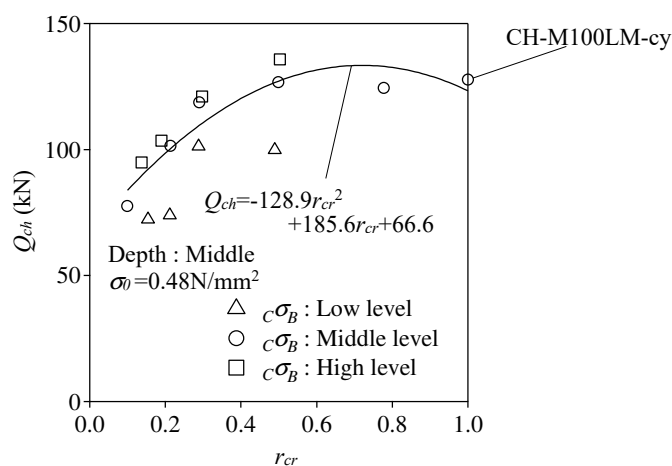


Fig.4-15 Shear strength – roughened concrete area ratio ($Q_{ch} - r_{cr}$) relations

Table 4-2 List of correlation coefficients in regression equation $Q_{ch} - r_{cr}$

Function	Regression equation	Correlation coefficient
Linear	$Q_{ch} = 43.8r_{cr} + 91.8$	0.600
Quadratic	$Q_{ch} = -128.9r_{cr}^2 + 185.6r_{cr} + 66.6$	0.890
Logarithmic	$Q_{ch} = 21.1 \ln(r_{cr}) + 134.1$	0.853
Exponential	$Q_{ch} = 90.9e^{0.42r_{cr}}$	0.565
Power	$Q_{ch} = 136.8r_{cr}^{0.21}$	0.830

(2) 既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ の違いによる比較

Fig.4-16 にせん断耐力 Q_{ch} - 目荒らし面積比 r_{cr} 関係を示す。同図には $c\sigma_B$ の違いによる Q_{ch} を比較できるように、 $c\sigma_B$ を3水準として実験を行った $r_{cr}=0.1, 0.2, 0.3, 0.5$ の試験体を図示する。 Q_{ch} は、若干ばらつきが見られるものの $c\sigma_B$ が大きくなるに伴い増大する傾向が観察される。また、併記した近似直線より、 $c\sigma_B=30\text{N/mm}^2$ の Q_{ch} は、 $c\sigma_B=10\text{N/mm}^2$ の Q_{ch} の1.25倍と算定される。ここで、3.5.1項(2)ではコンクリートの支圧抵抗に着眼した円柱状シアキーの実験結果より、 $c\sigma_B$ によるせん断耐力の補正係数 C_C を式(3-8)にて導いており、この C_C より $c\sigma_B=30\text{N/mm}^2$ の時の円柱状シアキーのせん断耐力は、 $c\sigma_B=10\text{N/mm}^2$ の1.22倍である。以上より、この傾向は円柱状シアキーと類似している。

(3) 平均圧縮応力度 σ_0 の違いによる比較

Fig.4-17 に σ_0 に着目して Q_{ch} を整理したせん断耐力 Q_{ch} - 接合面に生じる平均圧縮応力度 σ_0 関係を示し、この関係性を把握するため1次回帰式を併記する。同図より、 σ_0 が大きくなるに従い、 Q_{ch} は増大する傾向を示す。ここで前4.5.1項(2)と同様に、併記した近似式より Q_{ch} を比較すると、 $\sigma_0=1.43\text{N/mm}^2$ の Q_{ch} は、 $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ の Q_{ch} の2.00倍である。これについても $c\sigma_B$ 同様、式(3-9)より $\sigma_0=1.43\text{N/mm}^2$ の時の円柱状シアキーの σ_0 によるせん断耐力の補正係数 C_N は、 $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ の時の1.69倍である。 σ_0 が実験値に影響する度合いは、円柱状シアキーより本論文の目荒らしの方が若干大きい結果であるものの、この傾向は円柱状シアキーと類似していると言える。

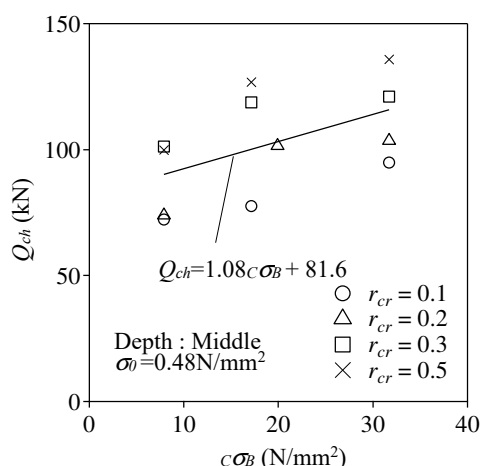


Fig.4-16 Shear strength – concrete compressive strength ($Q_{ch} - c\sigma_B$) relations

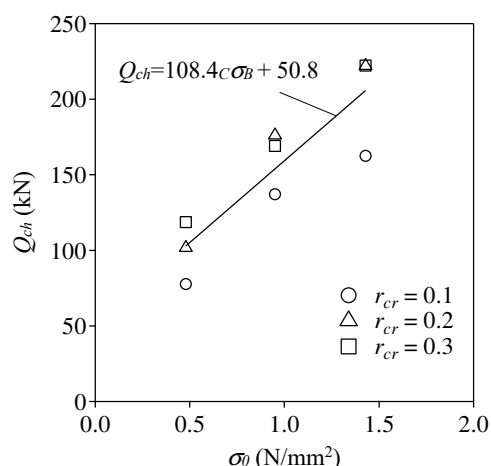


Fig.4-17 Shear strength – compressive stress ($Q_{ch} - \sigma_0$) relations

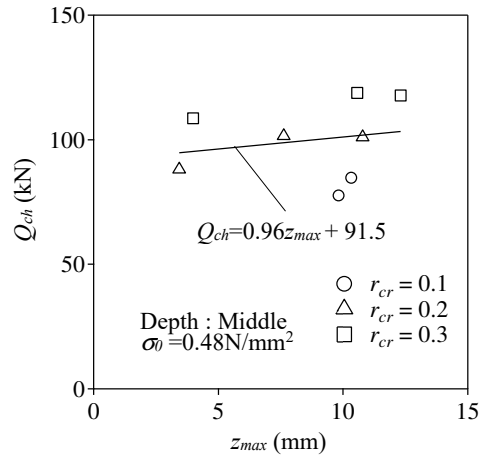


Fig.4-18 Shear strength – roughened concrete maximum depth ($Q_{ch} - z_{max}$) relations

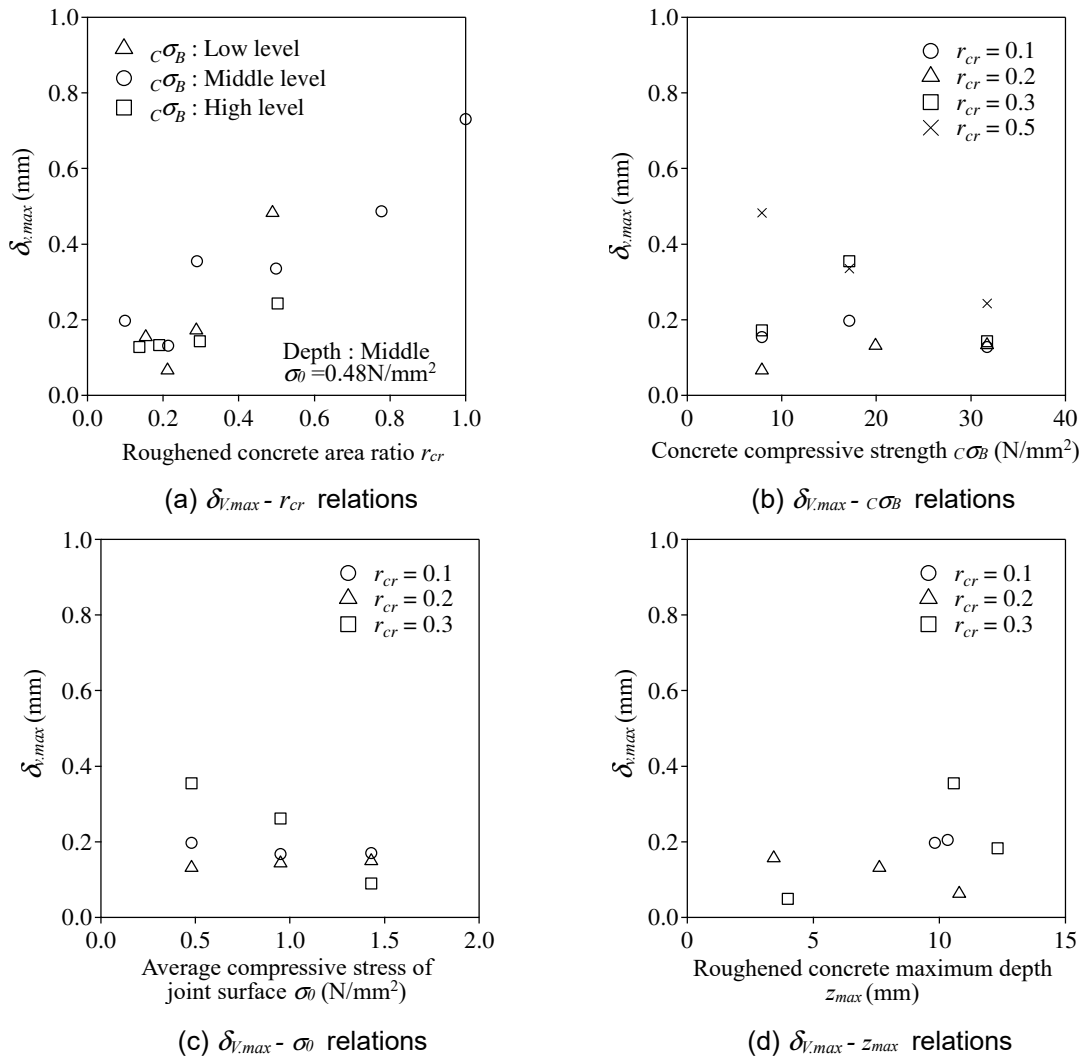


Fig.4-19 Relations between separation distance $\delta_{v,max}$ and each variable factor

(4) 最大目荒らし深さ z_{max} の違いによる比較

z_{max} に着眼し、 Q_{ch} を整理したせん断耐力 Q_{ch} - 最大目荒らし深さ z_{max} 関係を Fig.4-18 に示し、1 次回帰式を併記する。1 次回帰式より z_{max} が大きくなると、 Q_{ch} は若干大きくなる。しかしながら、1 次回帰式の傾きは 0.96kN/mm と小さな値であり、この回帰式から算定される $z_{max} = 10\text{mm}$ の Q_{ch} は、 $z_{max} = 5\text{mm}$ の Q_{ch} の 1.05 倍程度である。つまり z_{max} は Q_{ch} に大きく影響しないと判断される。

(5) 目開き変位 δ_V と各変動因子の関係

δ_V と各変動因子の傾向を実験結果から考察する。Fig.4-19 に最大せん断力時における δ_V (以下、 $\delta_{V,max}$ と記載する。) と各変動因子の関係を示す。まず、全体的に $\delta_{V,max}$ は、試験体 CH-M100LM-cy を除いて 0.5mm 以下であり、Fig.4-11 に示す z_{max} と比較すると小さい値である。続いて変動因子毎に $\delta_{V,max}$ の傾向を観察する。Fig.4-19(a)を見ると r_{cr} の増大に伴い $\delta_{V,max}$ は大きくなり、同図(c)より σ_0 の増大に伴い $\delta_{V,max}$ は減少する。また、 $\delta_{V,max}$ は同図(b)と(d)にそれぞれ示す $c\sigma_B$ と z_{max} に対して、ばらつきがあるものの大きく影響しない傾向がある。

4.5.2 各変動因子が荷重-せん断変位関係に与える影響

(1) 荷重-せん断変位関係

本 4.5.2 項(1)では、全試験体のチッピングによるせん断力 δQ_{ch} とせん断変位 δ_H の関係を観察し、以降変動因子毎に考察する。Fig.4-20～Fig.4-25 に r_{cr} 毎に荷重 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係を示す。どの試験体においても、履歴曲線は 2 サイクル目の δQ_{ch} は、1 サイクル目とほぼ同じ値を辿る。これは円柱状シアキーと同様の傾向を呈していると考えられる。そこで 4.5.2 項(2)以降では、変動因子毎に包絡線を用いて定性的に比較する。

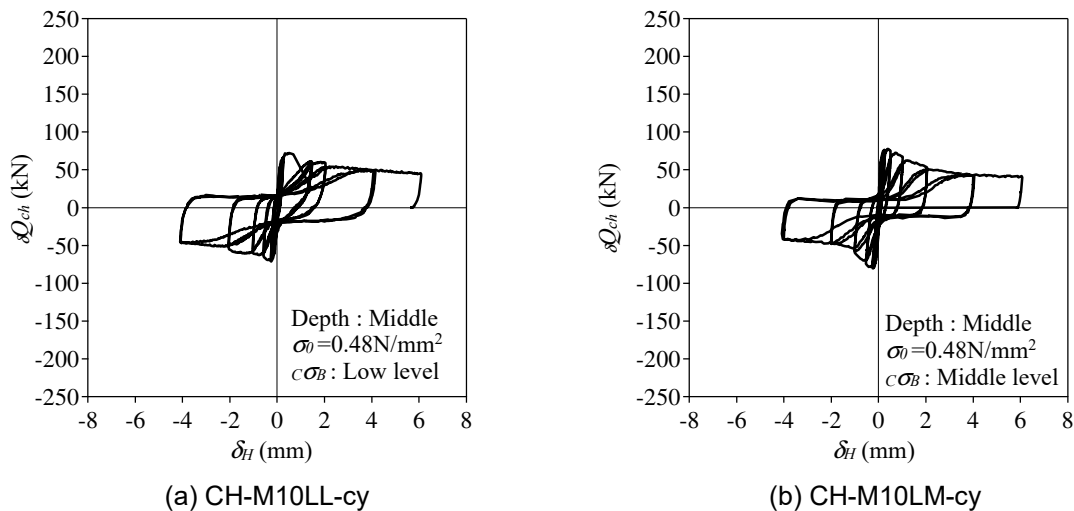
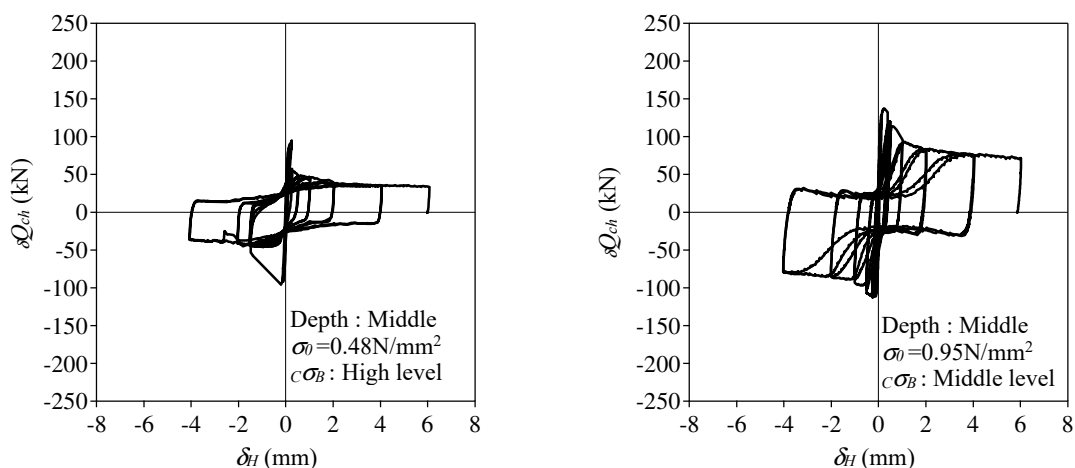
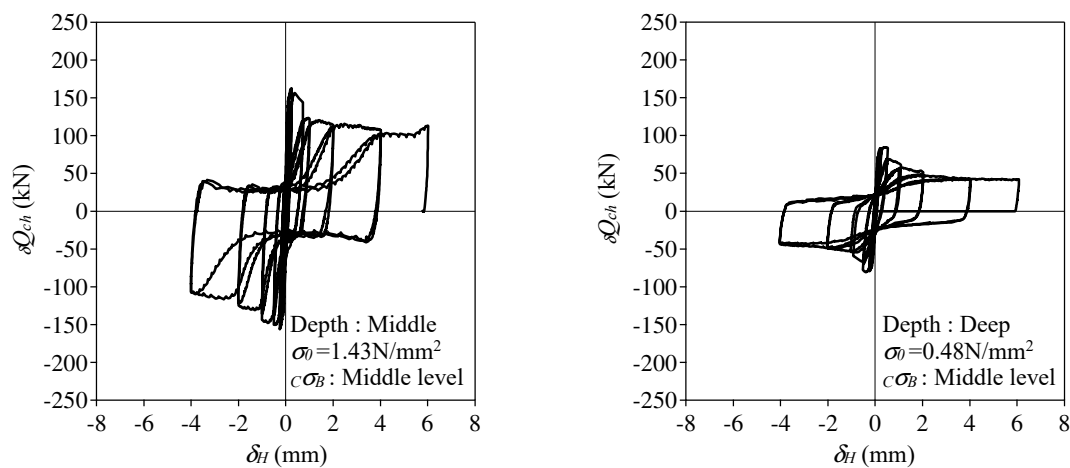


Fig.4-20a Load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) relations ($r_{cr} = 0.1$)



(c) CH-M10LH-cy

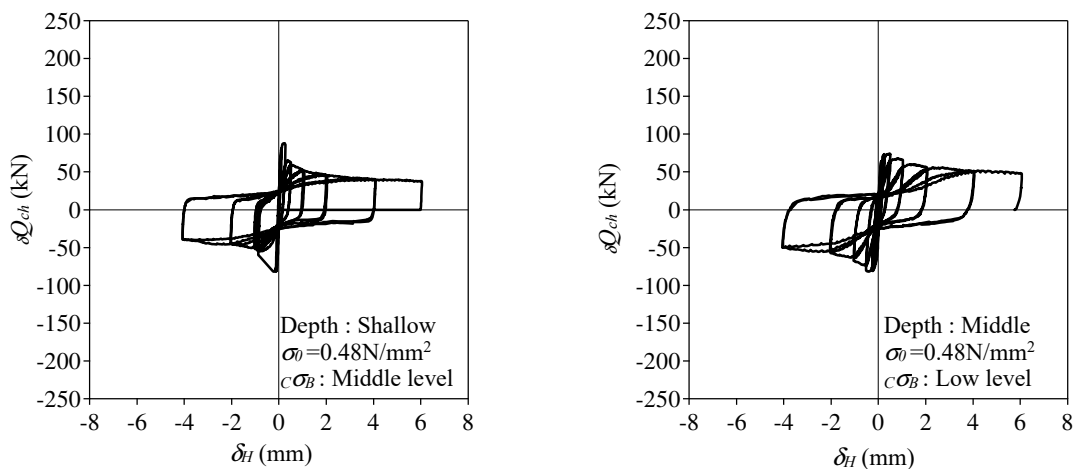
(d) CH-M10MM-cy



(e) CH-M10HM-cy

(f) CH-D10LM-cy

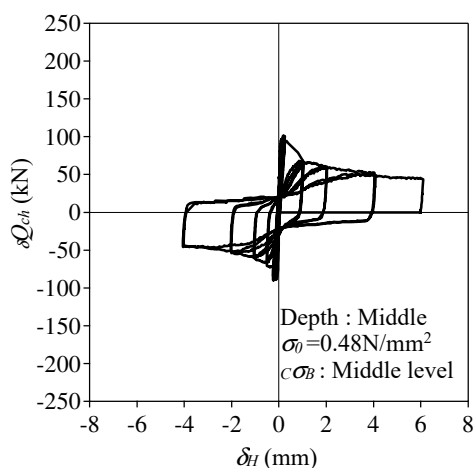
Fig.4-20b $\delta Q_{ch} - \delta_H$ relations ($r_{cr} = 0.1$)



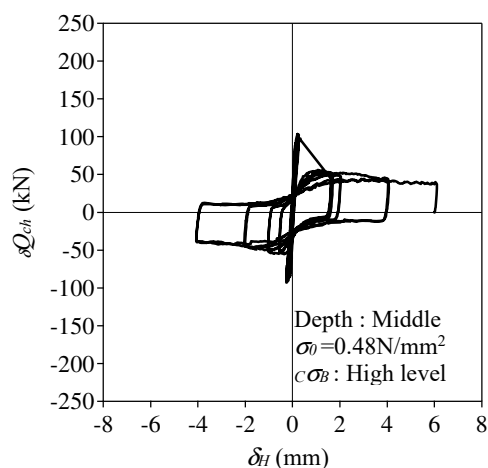
(a) CH-S20LM-cy

(b) CH-M20LL-cy

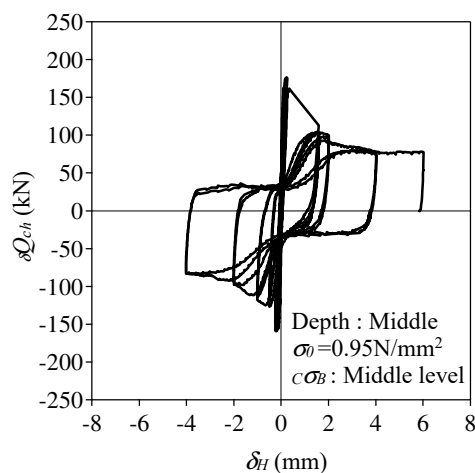
Fig.4-21a Load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) relations ($r_{cr} = 0.2$)



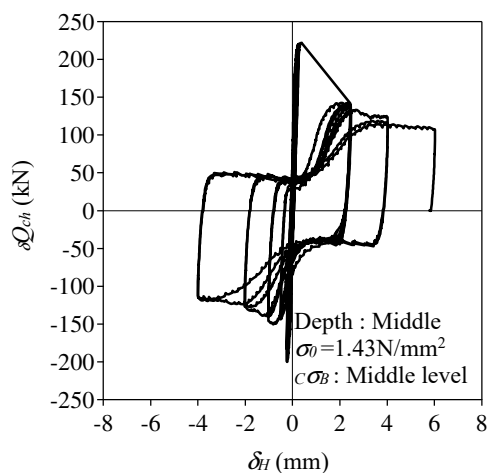
(c) CH-M20LM-cy



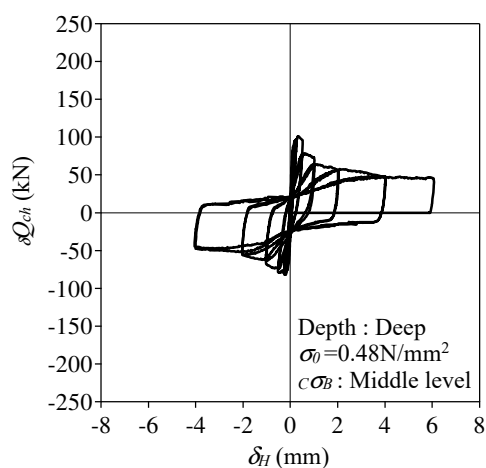
(d) CH-M20LH-cy



(e) CH-M20MM-cy

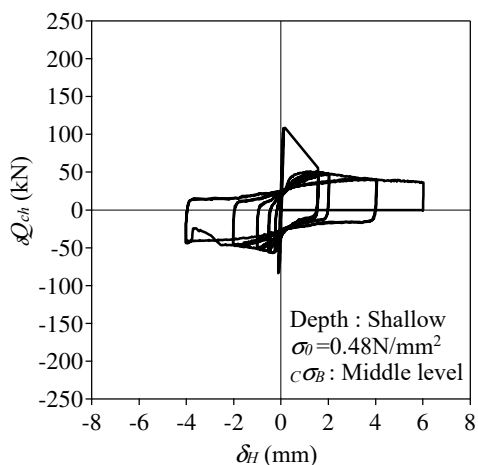


(f) CH-M20HM-cy

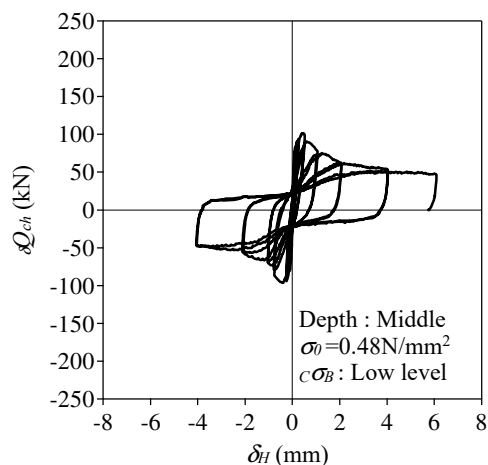


(g) CH-D20LM-cy

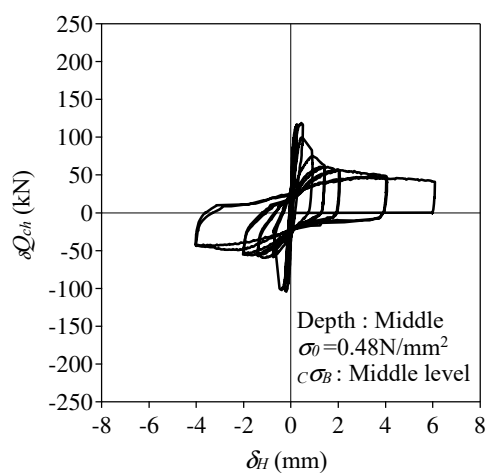
Fig.4-21b Load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) relations ($r_{cr}=0.2$)



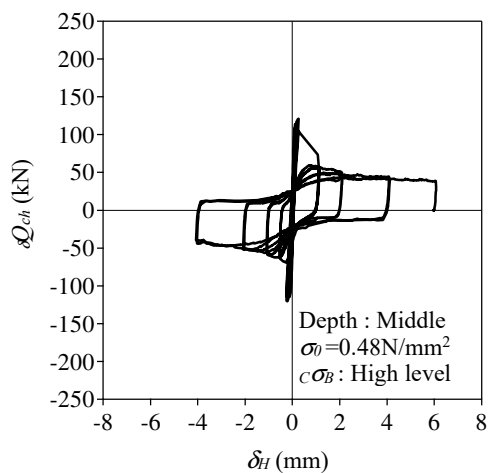
(a) CH-S30LM-cy



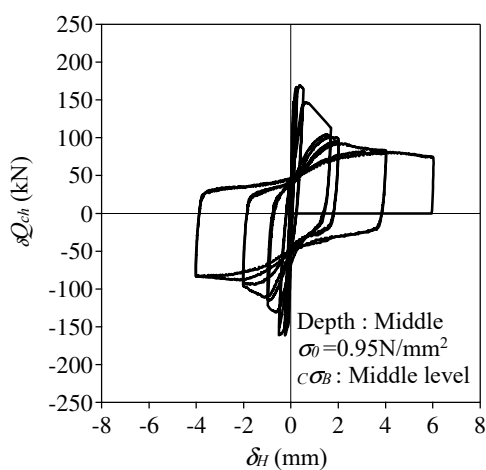
(b) CH-M30LL-cy



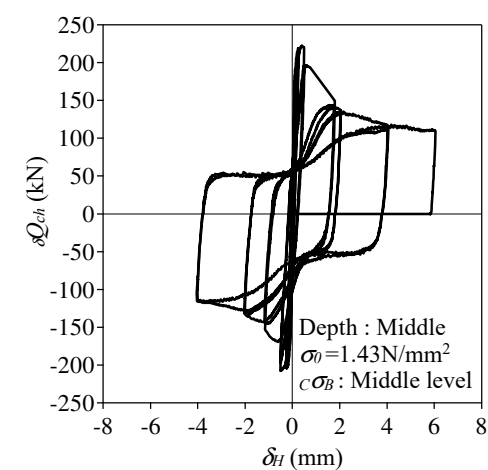
(c) CH-M30LM-cy



(d) CH-M30LH-cy

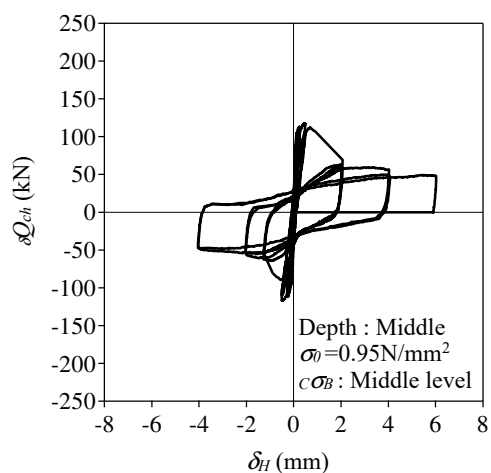


(e) CH-M30MM-cy



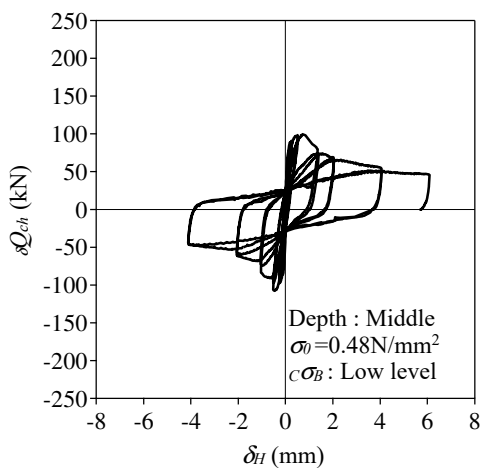
(f) CH-M30HM-cy

Fig.4-22a Load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) relations ($r_{cr}=0.3$)

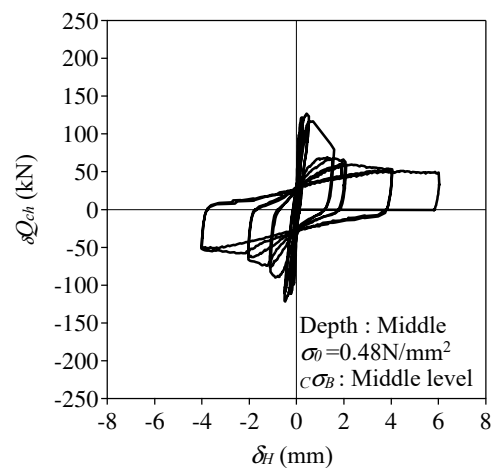


(g) CH-M30MM-cy

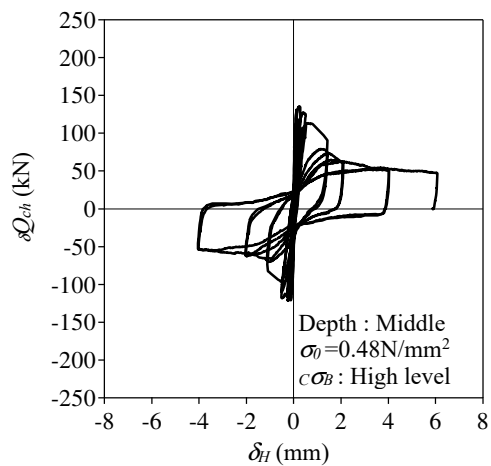
Fig.4-22b Load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) relations ($r_{cr}=0.3$)



(a) CH-M50LL-cy

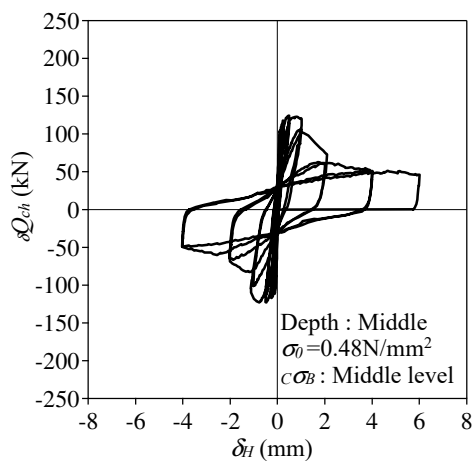


(b) CH-M50LM-cy



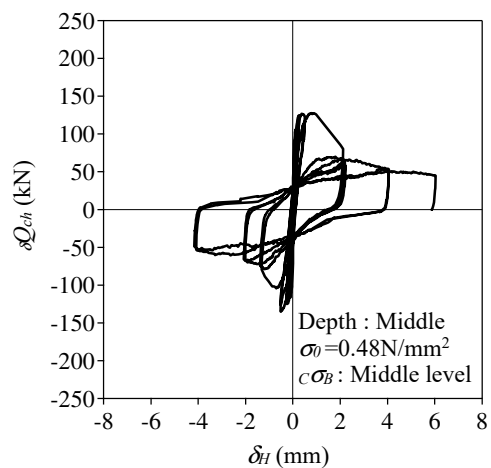
(c) CH-M50LH-cy

Fig.4-23 Load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) relations ($r_{cr}=0.5$)



CH-M75LM-cy

Fig.4-24 Load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) relations ($r_{cr}=0.75$)



CH-M100LM-cy

Fig.4-25 Load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) relations ($r_{cr}=1.0$)

(2) 目荒らし面積比 r_{cr} の違いによる比較

Fig.4-26 に $\delta_H \leq 3\text{mm}$ の範囲における目荒らし面積比 r_{cr} を比較した荷重 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の包絡線を示す。4.5.1 項(1)で考察したように、 $r_{cr} \leq 0.5$ の範囲では r_{cr} が大きい程、最大せん断力 Q_{ch} は増大する。 Q_{ch} を迎えた後のポストピーク領域による荷重低下率は、概ね同程度であることが窺えるが、 δ_H が増大するに連れ、 r_{cr} による荷重の差は小さくなるように見られる。

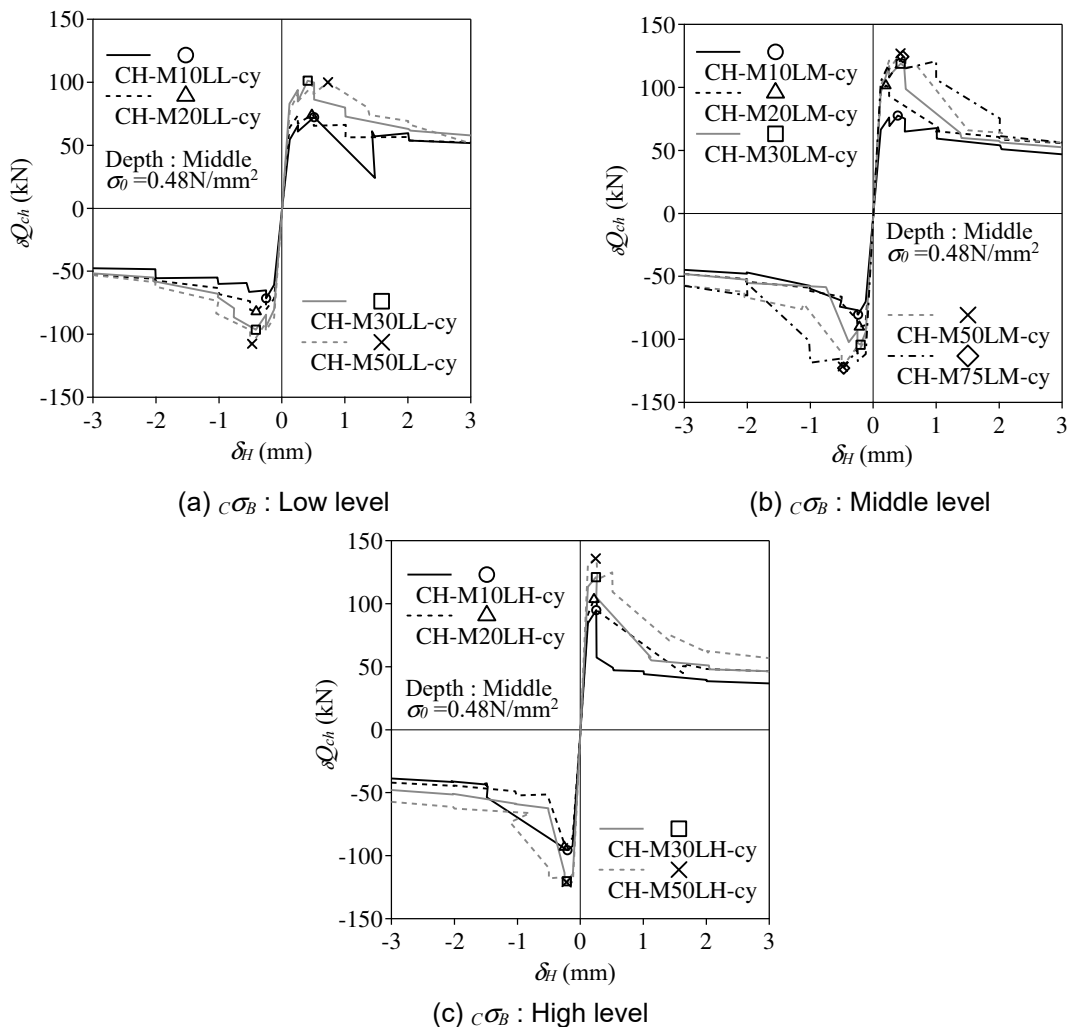


Fig.4-26 Comparison of load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations due to difference in roughened concrete area ratio r_{cr}

(3) 既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ の違いによる比較

Fig.4-27 に既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ を比較した荷重 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の包絡線を示す。Fig.4-16 に示すように、全体的に $c\sigma_B$ が大きい程 Q_{ch} は増大するが、実験結果に若干ばらつきが生じている。これを踏まえ、Fig.4-27 を見ると、急激に δ_H が増大することなどを理由に、 Q_{ch} を迎えた後のポストピーク領域の挙動は、ばらついていると考えられる。しかしながら、4.5.2 項(1)と同様に δ_H が増大するに連れ、 r_{cr} による荷重の差は小さくなるように見られる。

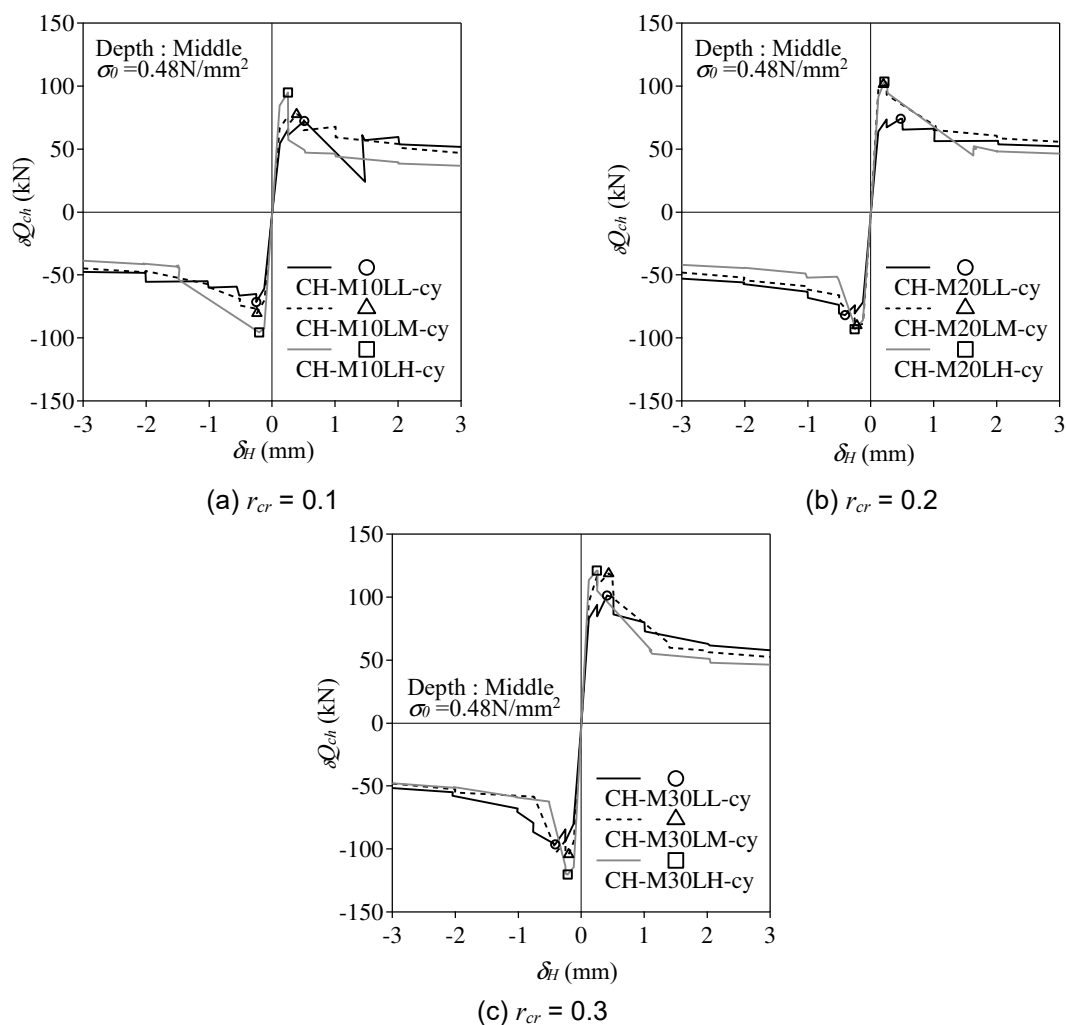


Fig.4-27 Comparison of load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations due to difference in concrete compressive strength $c\sigma_B$

(4) 平均圧縮応力度 σ_0 の違いによる比較

Fig.4-28 に接合面に生じる平均圧縮応力度 σ_0 を比較した荷重 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の包絡線を示す。Fig.4-16~Fig.4-18 を見ると、変動因子の中で σ_0 が最も Q_{ch} 影響する。そこで、Fig.4-28 を観察すると、 Q_{ch} を迎えた後のポストピーク領域の δQ_{ch} は、 Q_{ch} の比と概ね同程度を保持している。

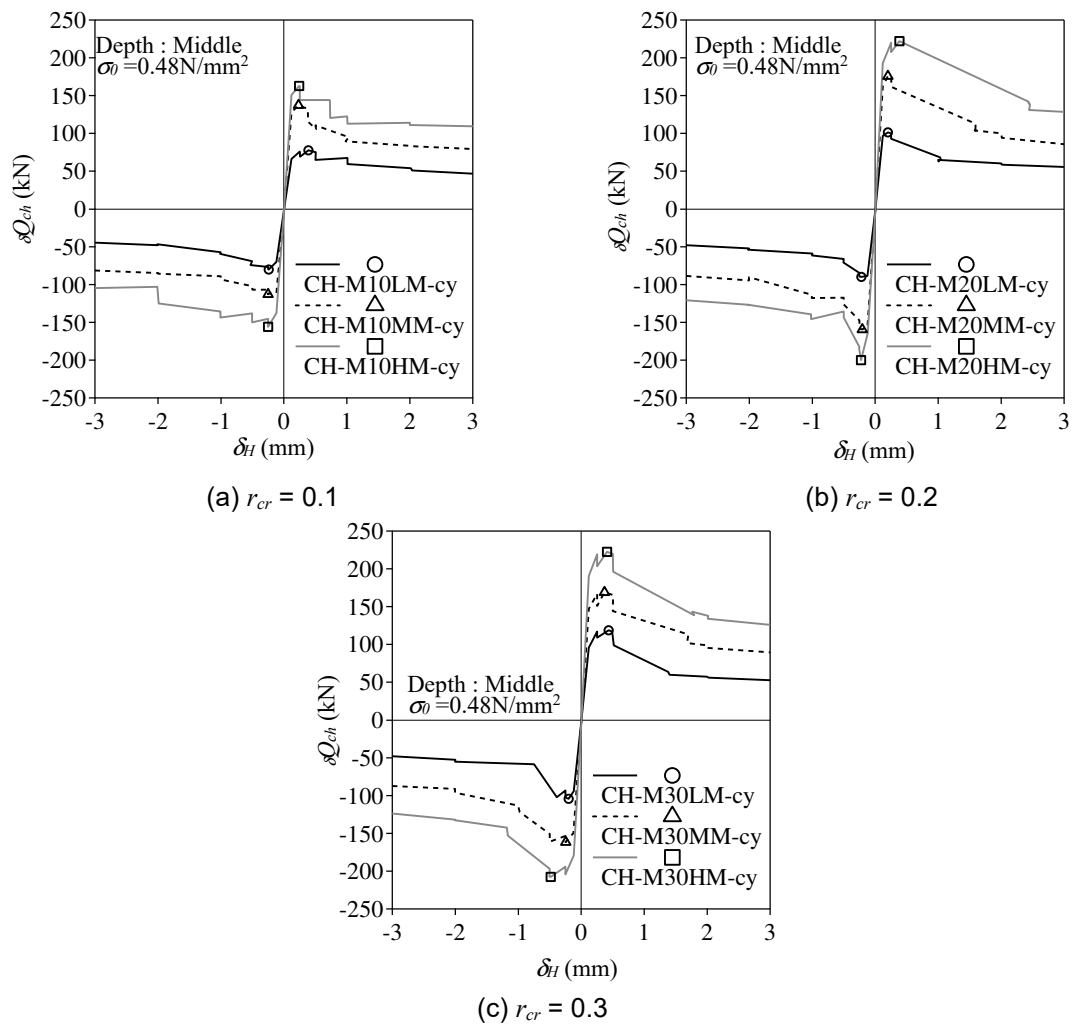


Fig.4-28 Comparison of load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations due to difference in compressive stress σ_0

(5) 最大目荒らし深さ z_{max} の違いによる比較

Fig.4-18 より, z_{max} は Q_{ch} に大きく影響しないことを述べた。Fig.4-29 に最大目荒らし深さ z_{max} を比較した荷重 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の包絡線を示す。 Q_{ch} を迎えた後のポストピーク領域の挙動に, 大きな差異は見られない。つまり, Q_{ch} 及び $\delta Q_{ch} - \delta_H$ 共に z_{max} には大きく依存しないと判断される。

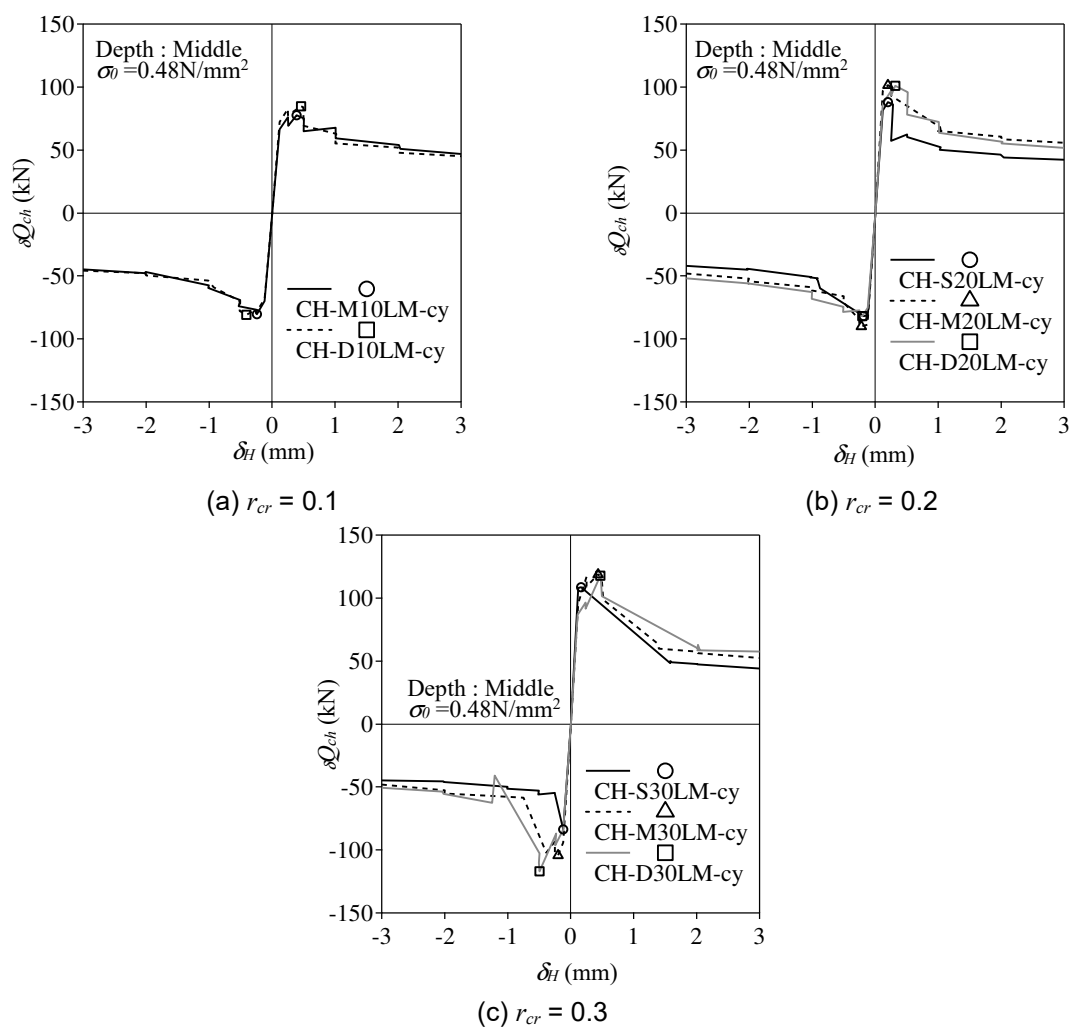


Fig.4-29 Comparison of load – displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations due to difference in roughened concrete maximum depth z_{max}

4.6 せん断耐力式

4.6.1 せん断耐力式の基本形

4.4.1 項でも触れたが、目荒らしのせん断抵抗は、単体目荒らし部の全体支圧抵抗と局所噛み合い抵抗であると仮定する。Fig.4-30 に全体支圧抵抗と局所噛み合い抵抗を示し、载荷後の試験体の状況を Photo 4-3 に示す。 $r_{cr}=0.1,0.2$ の試験体では、単体目荒らし部の周囲に支圧破壊が観察される。また、 $r_{cr} \geq 0.3$ の試験体では、最終的に支圧抵抗部分が破壊され、目荒らし部同士が繋がっていることが見られる。そこで単体目荒らし部の破壊状況を Photo 4-4 に示す。実験終了後、既存部側の接合面の表面を観察すると、平滑面では支圧抵抗により破壊した形跡があり、単体目荒らし部の内部では粉状に近い小さなコンクリートの破片が存在していた。このことから、目荒らし部の内部の凹凸は、Fig.4-30(b)に示す局所噛み合い抵抗によるせん断耐力 Q_I に寄与し、目荒らし部周囲の平滑面は Fig.4-30(a)に示す全体支圧抵抗によるせん断耐力 Q_B に寄与すると推察される。

局所噛み合い抵抗は、Photo 4-2(b)に示す垂直投影面積 A_H に依存すると仮定する。一方、全体支圧抵抗は単体目荒らし部周囲の平滑面の支圧抵抗であることから、 r_{cr} が増大することで目荒らし部同士が重なると、全体支圧抵抗によるせん断力は減少すると考えられる。ここで、単体目荒らし部を直径 R の円であると仮定する。Fig.4-31 に目荒らし部が重なる条件を示す。ある4個の目荒らし部の中央に新たな目荒らしを施工する際に重ならないようにするには、単体目荒らし部の中心間距離を $\sqrt{2}R$ 以上確保する必要がある。この既存の単体目荒らし部の中心で囲まれた面積を接合面面積 A_f とすると、Fig.4-31 に示す r_{cr} は $\pi/8$ (≈ 0.39) になる。実際の不規則な形状を考えると、 r_{cr} はもう少し小さい値で単体目荒らし部同士が重なる可能性がある。ここで改めて Photo 4-1a~d の実験前の接合面を観察すると、 $r_{cr}=0.3$ 以上の試験体は、一部の目荒らし部同士が重なっている部分が存在する。このことより、 r_{cr} が 1.0 に近づくと連れ、全体支圧抵抗を受けることができる単体目荒らし部周囲の平滑部の面積は 0mm^2 に漸近することに伴い、 Q_B も 0N に漸近し、 $r_{cr}=1.0$ では $Q_B=0\text{N}$ になると推察される。

前 4.5 節で考察した各変動因子とせん断耐力の関係を踏まえ、本 4.6.1 項では、目荒らしのせ

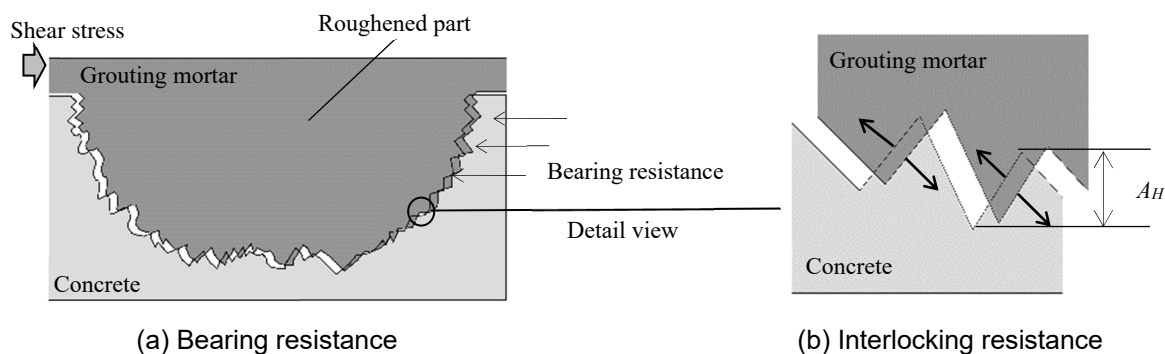


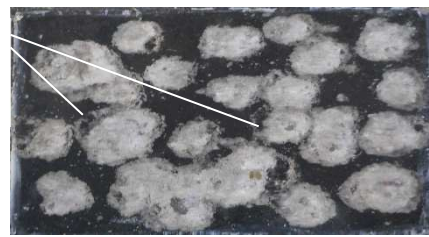
Fig.4-30 Bearing resistance and interlocking resistance



$r_{cr}=0.1$

Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level

(a) CH-M10LM-cy



$r_{cr}=0.2$

Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level

(b) CH-M20LM-cy



$r_{cr}=0.3$

Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level

(c) CH-M30LM-cy



$r_{cr}=0.5$

Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level

(d) CH-M50LM-cy



$r_{cr}=0.75$

Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level

(e) CH-M75LM-cy



$r_{cr}=1.0$

Depth:Middle, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$:Middle level

(f) CH-M100LM-cy

Photo 4-3 Roughened joint surface status after loading



Photo 4-4 Failure mode of single roughened part

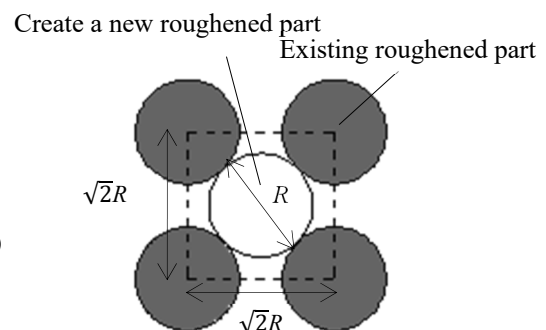


Fig. 4-31 Conditions where roughened parts overlaps

せん断耐力式の基本形を組立てる。目荒らしによるせん断耐力 Q_{ch} は局所噛み合い抵抗によるせん断耐力 Q_I と全体支圧抵抗によるせん断耐力 Q_B の合計とすると、 Q_{ch} は次式で表現できる。

$$Q_{ch} = Q_I + Q_B \quad (4-19)$$

はじめにせん断耐力式における z_{max} の扱いについて述べる。目荒らし部の垂直投影面積 A_H は Fig.4-13 で示したように、 z_{max} によらず A_{cr} と比例関係にあると仮定すると、 A_H に比例する Q_I は、 z_{max} に依存しない。また、実際の施工における z_{max} は、3水準に区別した中位の深さ $5 \leq z_{max} \leq 10\text{mm}$ の範囲が多くを占めていると考え、 Q_{ch} は z_{max} にほとんど影響しないことになる。つまり、 Q_B も z_{max} に依存しないことになるため、本論文では Q_I 及び Q_B の算定式に z_{max} を考慮しないこととする。

続いて $c\sigma_B$ と σ_0 においては、4.5.1 項(2)及び(3)で述べたように、 Q_{ch} に大きく影響を与えることから、せん断耐力式にこれらの影響を加味する。

以上より、単位 A_{cr} 当たりの局所噛み合い抵抗によるせん断耐力の基準値を ${}_I\sigma_S$ とし、 $c\sigma_B$ と σ_0 による ${}_I\sigma_S$ の補正係数を C_C 、 C_N とそれぞれ置くと、 Q_I は次式によって表すことができる。

$$Q_I = r_{cr} \cdot A_j \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_I\sigma_S = A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_I\sigma_S \quad (4-20)$$

C_C 、 C_N は、3.5.1 項で円柱状シアキーの $c\sigma_B$ と σ_0 に対する補正係数として導出しており、せん断耐力に影響する度合いが同様の傾向を呈していることから、本論文ではこれらを準用する。次式に C_C 、 C_N を示す。

$$C_C = \frac{0.552 c\sigma_B + 44.2}{56.0} \quad (4-21)$$

$$C_N = \frac{39.1\sigma_0 + 34.8}{71.9} \quad (4-22)$$

4.4.2 項及び 4.4.4 項から傾斜密度関数及び垂直投影面積密度関数は、深さによる影響が小さいことを示した。このことから、Fig.4-32 に示すように、単体目荒らし部が概ね相似となる形状特性を有していると判断される。また、基本的には Q_B が全体支圧抵抗を受ける領域の垂直投影面

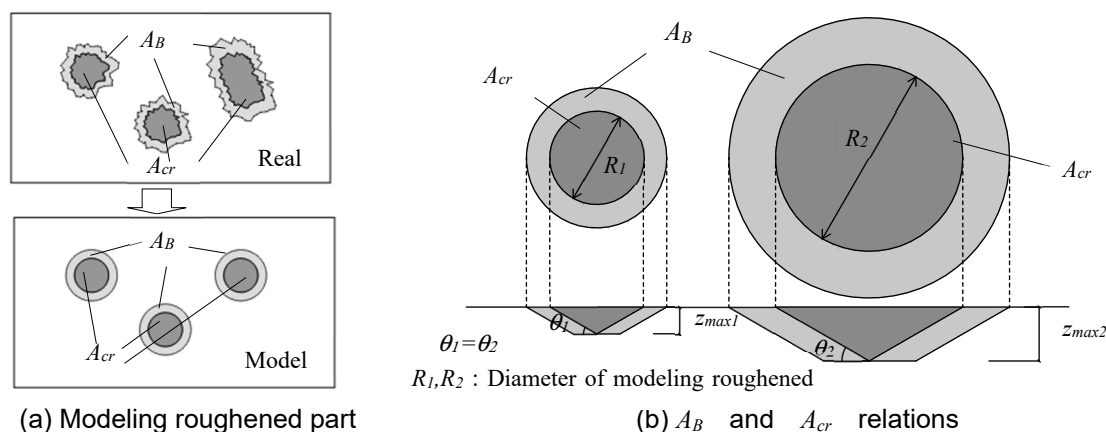


Fig. 4-32 Concept of A_B

積と関連すると考えると、この垂直投影面積と全体支圧抵抗を受けることができる単体目荒らし部周囲の平滑部の面積 A_B が関連し、結果として Q_B は A_B に比例すると考えられる。単体目荒らし部が相似となる形状特性を有しているため、これらから式(4-20)の A_{cr} を A_B に、 ${}_1\sigma_S$ を単位 A_B 当たりの全体支圧抵抗によるせん断耐力の基準値 ${}_B\sigma_S$ にそれぞれ置換すると、 Q_B は次式で表現することができる。

$$Q_B = A_B \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma_S \quad (4-23)$$

4.6.2 局所噛み合い抵抗によるせん断耐力 Q_I

Q_I を求めるには、式(4-20)より ${}_1\sigma_S$ を設定する必要がある。そこで $r_{cr}=1.0$ とした試験体 CH-M100LM-cy は、接合面全域に目荒らしを施していることから $A_B=0\text{mm}^2$ と考えると、 $Q_{ch}=Q_I$ となる。これは、実験終了後の接合面の状態が、接合面周辺に支圧破壊が生じていないことから判断される。Photo 4-5 に試験体 CH-M100LM-cy の最終破壊状況を示す。試験体 CH-M100LM-cy の実験値は、Fig.4-15 より 127.8kN であり、式(4-20)、(4-21)及び(4-22)から ${}_1\sigma_S$ を同定すると、 ${}_1\sigma_S=2.32\text{N/mm}^2$ となる。

4.6.3 全体支圧抵抗によるせん断耐力 Q_B

接合面は、目荒らし部が複雑な形状であることや、単体目荒らし部同士の間隔や重なり等、多くの不規則な要素を含んでいる。そのため、 $A_{cr}(=r_{cr} \times A_j)$ から A_B を単純な係数を用いて導出することは、困難であると思われる。そこで A_{cr} に対し、目荒らしの複雑な形状や r_{cr} の増加に伴う目荒らし部同士の間隔等による A_B の低減を考慮した関数を K_{sh} と置くと、式(4-23)より Q_B は次式となる。

$$\begin{aligned} Q_B &= A_B \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma_S = K_{sh} \cdot r_{cr} \cdot A_j \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma_S \\ &= K_{sh} \cdot A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma_S \end{aligned} \quad (4-24)$$



Photo 4-5 Failure status of CH-M100LM-cy

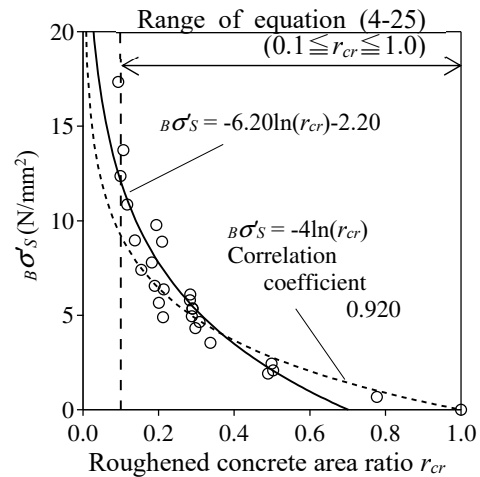


Fig.4-33 ${}_B\sigma'_S - r_{cr}$ relations

${}_B\sigma_S$ は、 K_{sh} 同様に前述の多くの不規則な要素に左右され、実験結果から直接的に導出することが困難である。そこで、まず Q_B は実験値の Q_{ch} から式(4-20)による Q_I を引いて算出し、 $K_{sh} \times {}_B\sigma_S$ は式(4-24)を用いて同定することで、 $K_{sh} \times {}_B\sigma_S$ と r_{cr} の相関関係を導ける。ここで便宜上、本論文では $K_{sh} \times {}_B\sigma_S = {}_B\sigma'_S$ とする。Fig.4-33 に ${}_B\sigma'_S$ - 目荒らし面積比 r_{cr} 関係を示す。4.6.1 項で考察したように、 r_{cr} が 1.0 に近づくに連れ Q_B は 0N/mm^2 に漸近することを考慮し、 ${}_B\sigma'_S$ は r_{cr} の対数関数を用いて表現する。同図に示す対数の回帰式の x 切片は $r_{cr}=0.702$ であり、 $r_{cr}=0.7$ 程度で既存部のコンクリートへの支圧抵抗は、ほとんど期待できなさそうである。この傾向は、Photo 4-1c(r)の試験体 CH-M75LM-cy を観察すると、目荒らしが全域に渡って重なっていることや、Fig.4-15 に示すように 2 次関数の回帰式の極値が $r_{cr}=0.720$ であることから整合する。対数関数を扱うに当たり、前述の通り $r_{cr}=1.0$ で ${}_B\sigma'_S=0\text{N/mm}^2$ となることに配慮すると共に、 r_{cr} の適用範囲を 0.1 以上と定め、 ${}_B\sigma'_S$ は式(4-25)とする。また、 ${}_B\sigma'_S$ を用いて式(4-24)を整理すると、 Q_B は式(4-26)のように表せる。

$${}_B\sigma'_S = -4\ln(r_{cr}) \quad (0.1 \leq r_{cr} \leq 1.0) \quad (4-25)$$

$$Q_B = A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma'_S \quad (4-26)$$

Fig.4-33 に示すように、式(4-25)を用いた場合、高い相関関係を得ていることがわかる。ただし、式(4-25)は対数関数であることから、 $r_{cr}=0$ に漸近するにつれ、 ${}_B\sigma'_S$ が無限大の値となる。これに対し、実務的に r_{cr} が 0.1 未満の少ない目荒らし面積では、目荒らしとして期待する耐力が小さいこと、並びにこの範囲の目荒らし面積で実際に施工を行うことは、極めて少ないと考えられるため、式(4-25)の適用範囲は実験を行った $r_{cr} \geq 0.1$ と定めた。

4.6.4 実験値と計算値の比較

式(4-19)に式(4-23)、(4-25)及び(4-26)を代入して整理すると、目荒らしによるせん断耐力 Q_{ch} は次式に示す通りとなる。

$$Q_{ch} = Q_I + Q_B = A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N ({}_I\sigma_S + {}_B\sigma'_S) = A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N ({}_I\sigma_S - 4\ln(r_{cr})) \quad (4-27)$$

ここに、 Q_I は局所噛み合い抵抗によるせん断耐力、 Q_B は全体抵抗によるせん断耐力、 A_{cr} は目荒らし面積、 C_C は既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ による補正係数、 C_N は平均圧縮応力度 σ_0 による補正係数、 ${}_I\sigma_S$ は単位目荒らし面積当たりの局所噛み合い抵抗によるせん断耐力の基準値 ($=2.32\text{N/mm}^2$)、 ${}_B\sigma'_S$ は K_{sh} (目荒らしの複雑な形状や目荒らし面積比 r_{cr} の増加に伴う目荒らし部同士の重なり等による全体支圧抵抗をうけることができる単体目荒らし部周囲の平滑部の面積 A_B の低減を考慮した関数)に ${}_B\sigma_S$ (単位 A_B 当たりの全体支圧抵抗によるせん断耐力の基準値)を乗じた値 (${}_B\sigma'_S = -4\ln(r_{cr})$) である。

単位接合面面積 A_j 当たりの Q_{ch} 、 Q_I 及び Q_B 、つまり Q_{ch}/A_j 、 Q_I/A_j 及び Q_B/A_j と r_{cr} 関係を Fig.4-34 に示す。なお、同図は $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ 、 $c\sigma_B=18\text{N/mm}^2$ として算定したものである。 Q_I は r_{cr} と比例関係にあるが、 Q_B は $r_{cr}=0.37$ で最大値を迎える。この Q_B は、4.6.1 項でも触れたが、Fig.4-

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.6 せん断耐力式

31 に示すように、幾何学的に r_{cr} が $\pi/8$ (≈ 0.39) を超えると目荒らし部同士が重なり、全体支圧抵抗を受ける面積が減少することを表現できている。

Fig.4-35 にせん断耐力 Q_{ch} の実験値と計算値の比較を示す。実験値と計算値の相関係数は 0.83 であり、良好な相関関係を示した。また、実験値を計算値で除した値の平均値と標準偏差はそれぞれ 1.07 と 0.20 であることから、設計では Q_{ch} に設計係数として 0.8 を乗じた値を用いると、実験値が計算値を上回る確率は 0.91 となる。このことより、目荒らし面積が管理できる場合、せん断耐力の設計値は計算値に 0.8 を乗じた値を用いることが適切だと考えられる。更に提案するせん断耐力式の妥当性を検証するため、Fig.4-15 に示す実験値の回帰式と計算値を、単位 A_j 当たりのせん断耐力 Q_{ch}/A_j と r_{cr} の関係を用いて比較する。Fig.4-36 に単位接合面面積当たりのせん断耐力 Q_{ch}/A_j - 目荒らし面積比 r_{cr} 関係における実験値の回帰式と計算値の比較を示す。ここで、同図に示す計算値は Fig.4-34 同様に $\sigma_0 = 0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B = 18\text{N/mm}^2$ で算定された値とする。両者共に $r_{cr} = 0.7$ 程度で最大値となることから、計算値は実験結果の傾向を捉えていると言える。

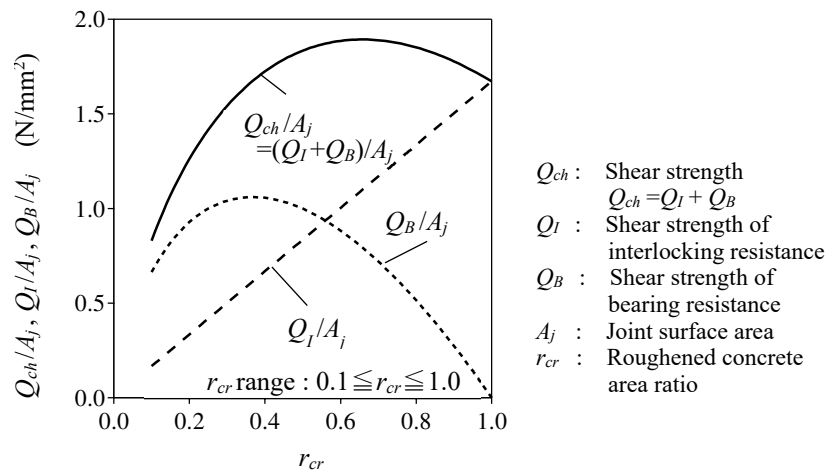


Fig.4-34 Q_{ch}/A_j , Q_l/A_j and Q_B/A_j - r_{cr} relations

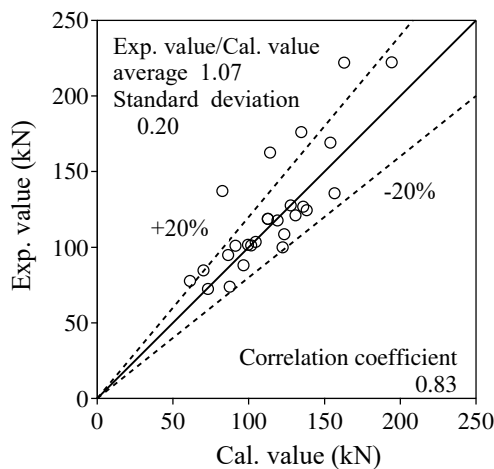


Fig.4-35 Comparison of experimental and calculate value of shear strength Q_{ch}

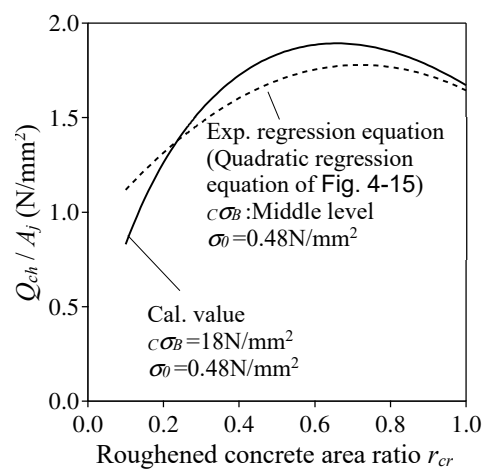


Fig.4-36 Comparison of experimental and calculated of Q_{ch}/A_j - r_{cr} relations

4.7 せん断力 - せん断変位関係の評価式

前4.6節で構築したせん断耐力式は、円柱状シアキーの $c\sigma_B$ と σ_0 に対するそれぞれの補正係数 C_C 、 C_N を用いて表現することができる。また、4.5.2項で考察した実験結果による荷重 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係においても円柱状シアキーと同様の傾向を呈していることが見られた。これらより、目荒らしのせん断力 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の評価式は、円柱状シアキーの評価式を基本として構築することが出来そうである。ここで、せん断耐力が既存部の局所噛み合い抵抗と全体支圧抵抗で表現できることから、 Q_{ch} - δ_H 関係は円柱状シアキーの支圧破壊型を用いることが適切であると考えられる。

以上より、目荒らしの Q_{ch} - δ_H 関係の評価式は以下のように表せる。

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}) \quad (4-28)$$

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 1 \quad (\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1) \quad (4-29)$$

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = {}_b\gamma \cdot \ln(\delta_H / \delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (4-30)$$

$${}_b\gamma = {}_bA \cdot \ln(\sigma'_0) + {}_bB \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (4-31)$$

$$\delta_{max2} = 0.42\sigma_0 \quad (0.48 \leq \sigma_0 \leq 1.43 \text{ N/mm}^2) \quad (4-32)$$

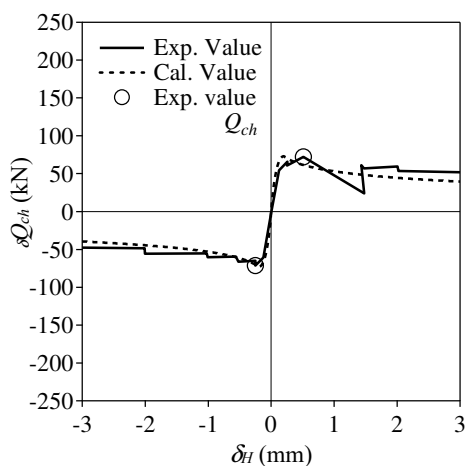
ここに δQ_{ch} は目荒らしによるせん断力、 δ_{max1} はせん断耐力に達する時のせん断変位(=0.2mm)、 δ_{max2} は荷重低下領域に入るせん断変位、 ${}_b\gamma$ は支圧破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数、 ${}_bA$ 、 ${}_bB$ は係数で(${}_bA=0.052$ 、 ${}_bB=-0.229$)である。

また、円柱状シアキーでは、 σ_0 を円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度としていたが、ここでは次式に示すように目荒らし部に生じる平均圧縮応力度として用いる。

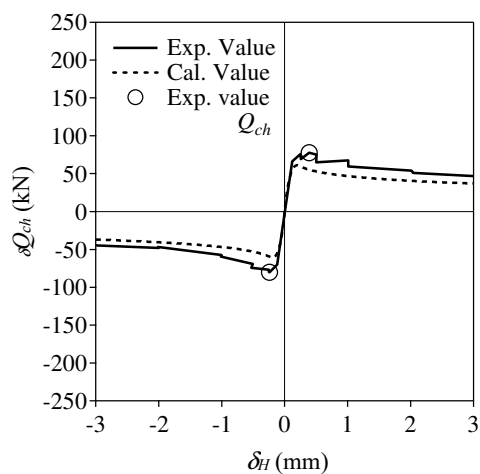
$$\sigma_0 = N / A_{cr} \quad (4-33)$$

実験値による包絡線と計算値の比較を Fig.4-37～4-42 に示す。計算値は荷重低下領域まで実験値を概ね模擬していると言える。続いて、Fig.4-43 に目荒らしによるせん断力 δQ_{ch} の $\delta_H=\pm 2\text{mm}$ までのサイクルにおける各サイクルの1回目のピーク値及び最大値とその計算値を比較し、加力方向毎に示す。相関係数は正加力で0.88、負加力で0.87と高い値となり、計算値は実験値を概ね再現できていると言える。なお、計算値が実験値の $\pm 20\%$ に納まる確率は、正加力で0.64、負加力で0.68である。また、実験値が計算値の0.8倍以上となる確率は正加力で0.86、荷重で0.82であり、せん断耐力の評価と同様に目荒らしの面積が管理できる場合、設計値は計算値に0.8を乗じた値が妥当だと考えられる。

チッピングのせん断力 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の評価式は、円柱状シアキーの支圧破壊型の評価式を基本に構築したが、結果的に高い精度で実験値を表現することができた。

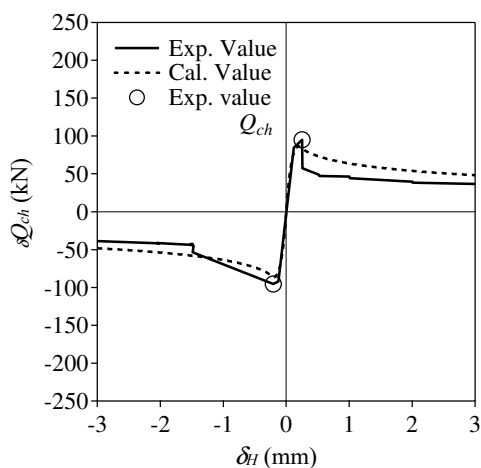


(a) CH-M10LL-cy

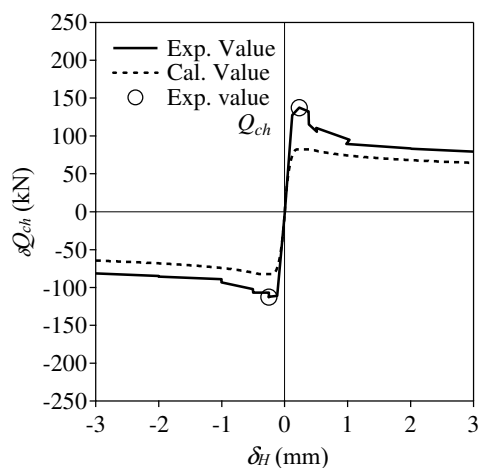


(b) CH-M10LM-cy

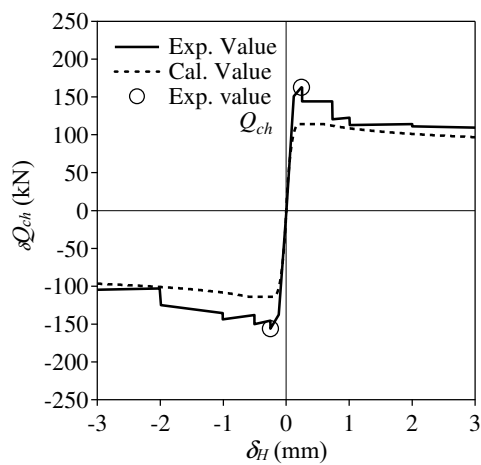
Fig.4-37a Shear force – shear displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations ($r_{cr}=0.1$, Cyclic loading)



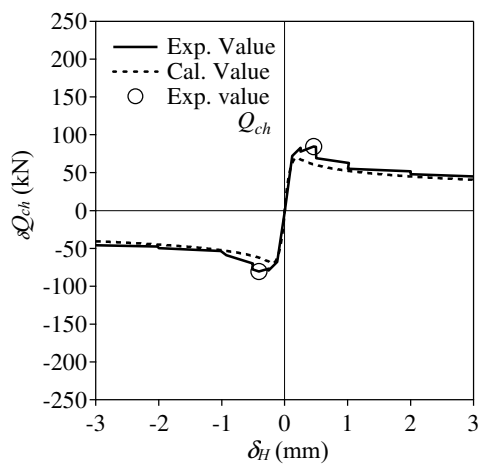
(c) CH-M10LH-cy



(d) CH-M10MM-cy



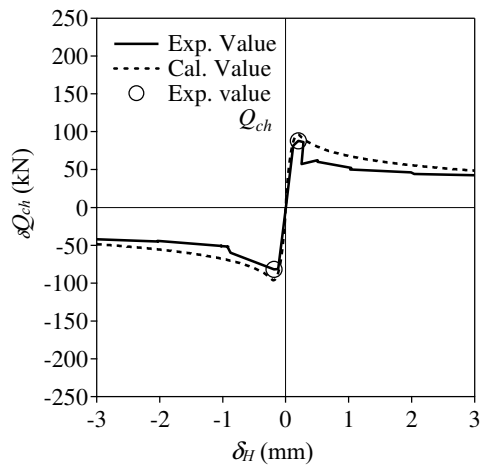
(e) CH-M10HM-cy



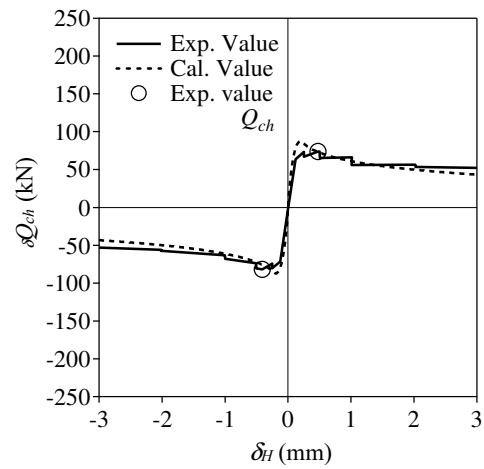
(f) CH-D10LM-cy

Fig.4-37b Shear force – shear displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations ($r_{cr}=0.1$, Cyclic loading)

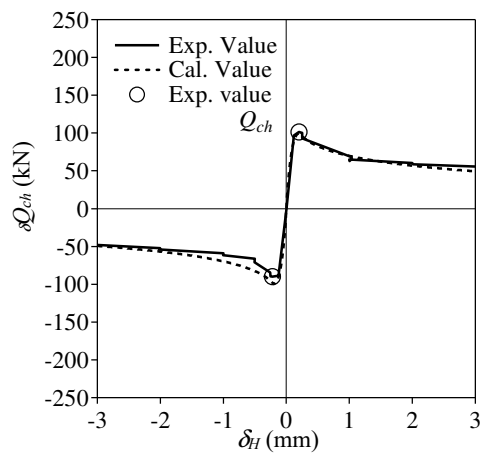
第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
 4.7 せん断力 - せん断変位関係の評価式



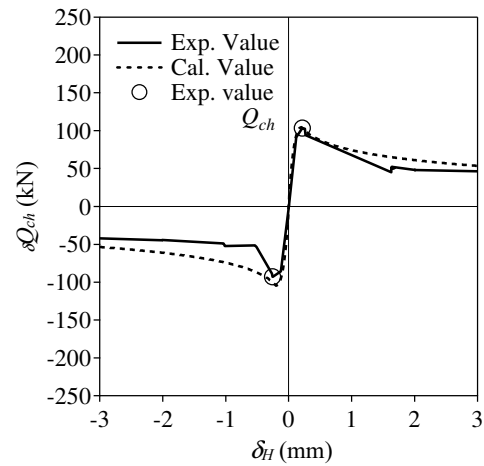
(a) CH-S20LM-cy



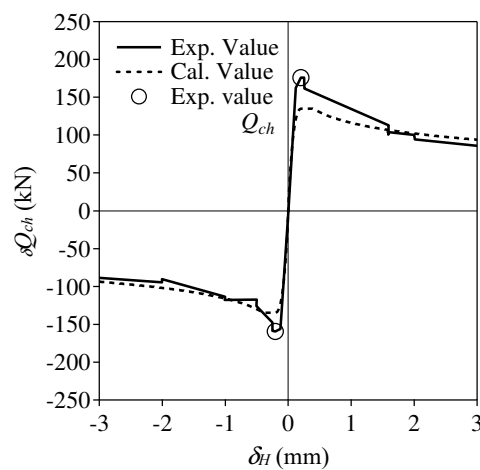
(b) CH-M20LL-cy



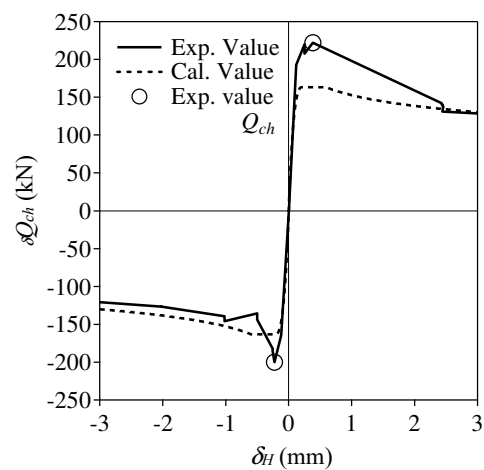
(c) CH-M20LM-cy



(d) CH-M20LH-cy



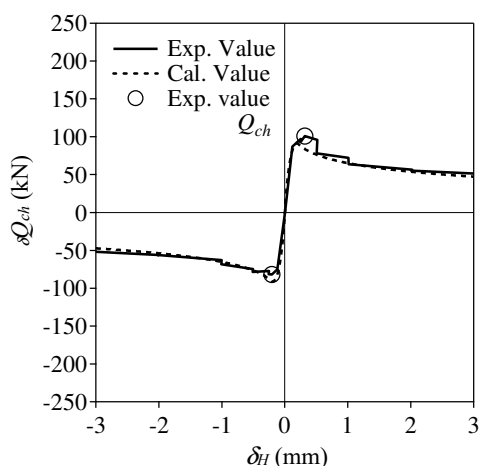
(e) CH-M20MM-cy



(f) CH-M20HM-cy

Fig.4-38a Shear force – shear displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations
 ($r_{cr}=0.2$, Cyclic loading)

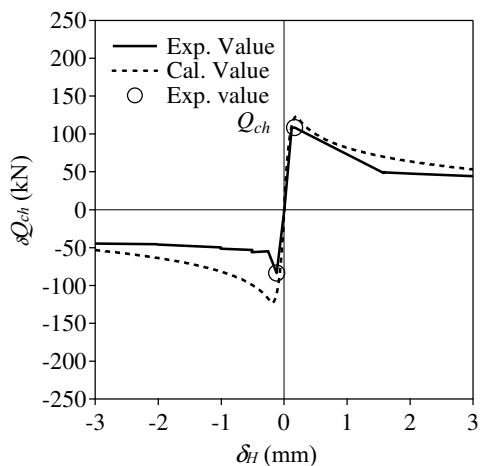
第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.7 せん断力 - せん断変位関係の評価式



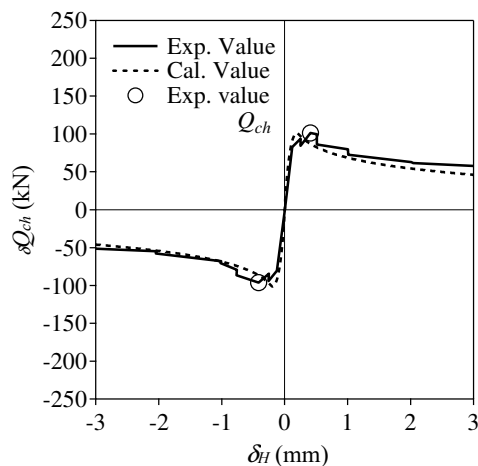
(g) CH-D20LM-cy

Fig.4-38b Shear force – shear displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations

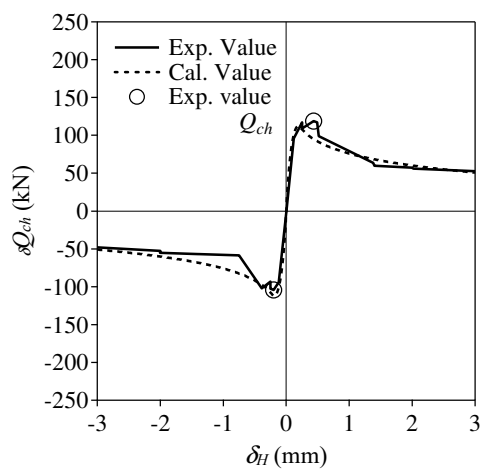
($r_{cr}=0.2$, Cyclic loading)



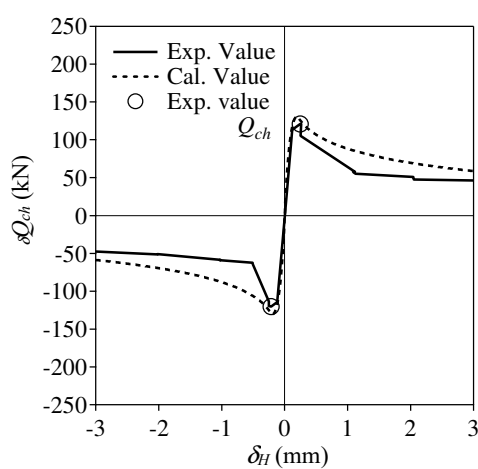
(a) CH-S30LM-cy



(b) CH-M30LL-cy



(c) CH-M30LM-cy



(d) CH-M30LH-cy

Fig.4-39a Shear force – shear displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations

($r_{cr}=0.3$, Cyclic loading)

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質

4.7 せん断力 - せん断変位関係の評価式

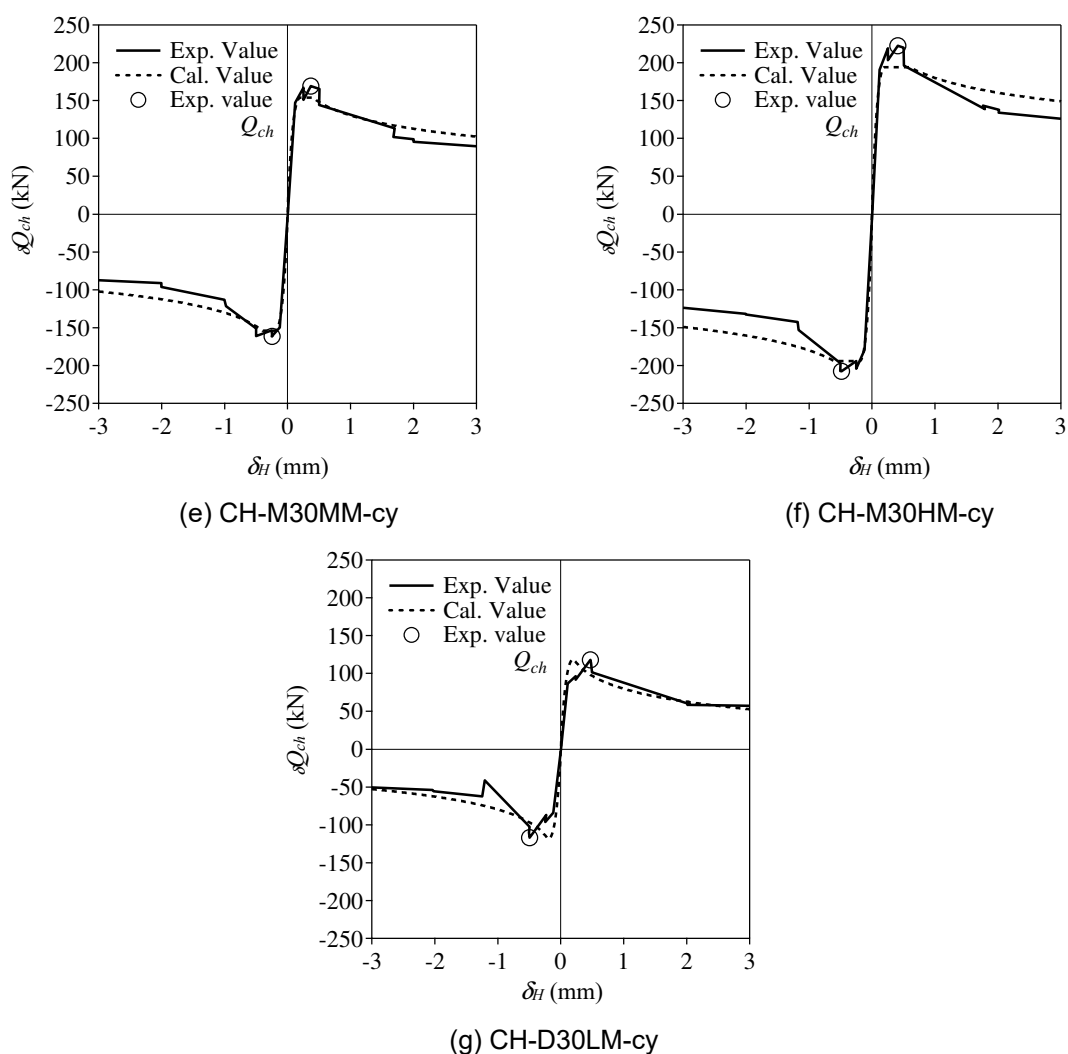


Fig.4-39b Shear force – shear displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations
($r_{cr}=0.3$, Cyclic loading)

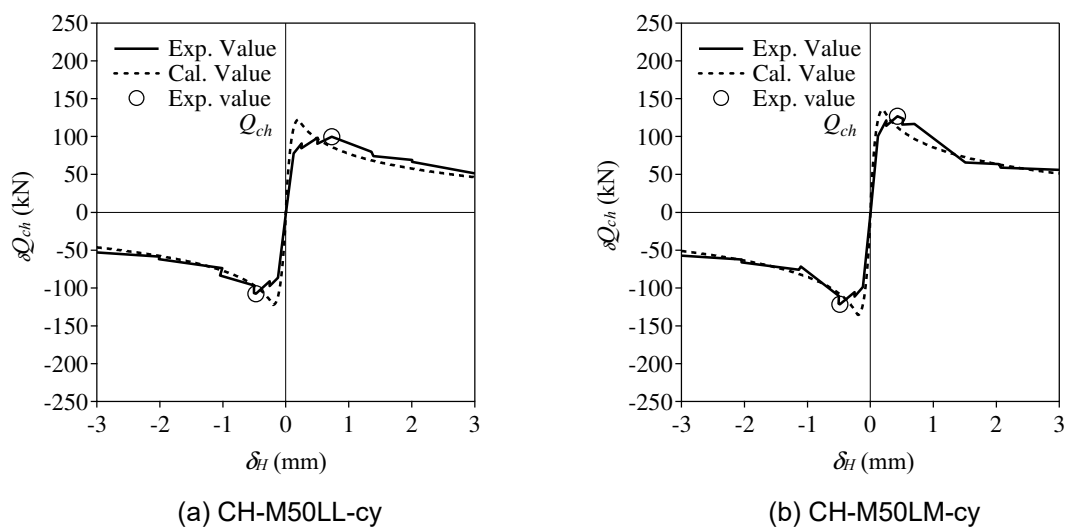
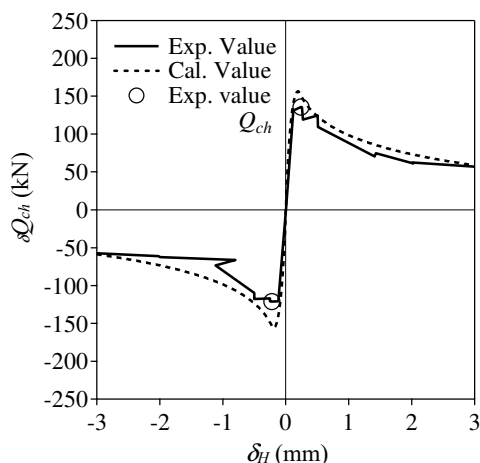


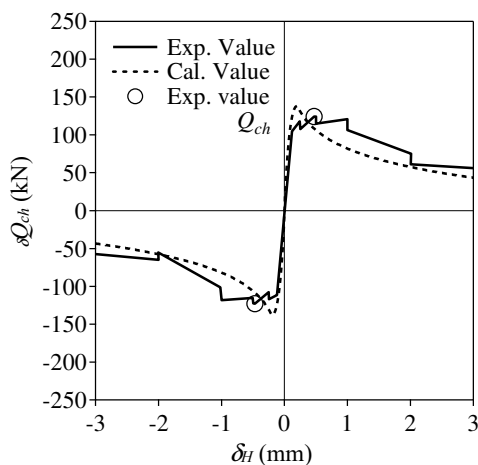
Fig.4-40a Shear force – shear displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations
($r_{cr}=0.5$, Cyclic loading)

第4章 チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質
4.7 せん断力 - せん断変位関係の評価式



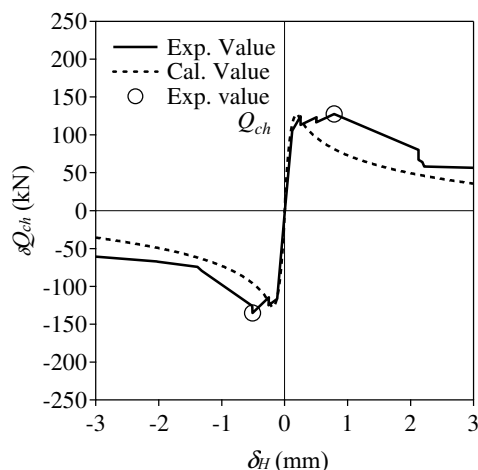
(c) CH-M50LH-cy

Fig.4-40b Shear force – shear displacement ($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations
($r_{cr}=0.5$, Cyclic loading)



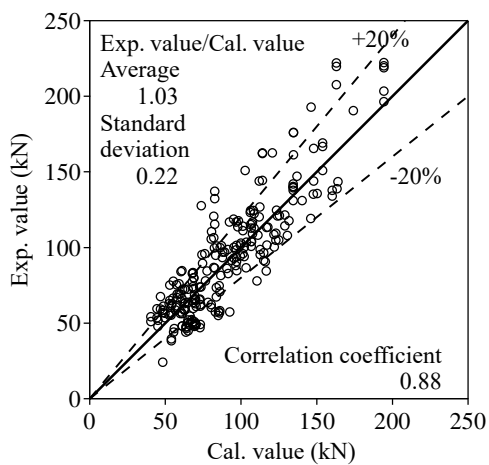
CH-M75LM-cy

Fig.4-41 Shear force – shear displacement
($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations
($r_{cr}=0.75$, Cyclic loading)

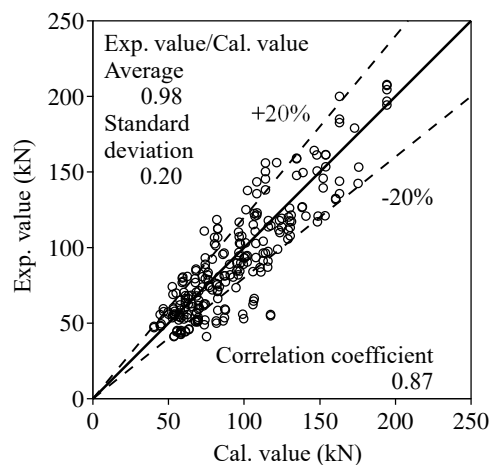


CH-M100LM-cy

Fig.4-41 Shear force – shear displacement
($\delta Q_{ch} - \delta_H$) envelope relations
($r_{cr}=1.0$, Cyclic loading)



(a) Positive



(b) Negative

Fig.4-43 Comparison of experimental and calculated value of shear force δQ_{ch}

4.8 まとめ

本章では、実務の設計に用いることを目的とした、目荒らし面積比 r_{cr} による連続性を有し、最大目荒らし深さ z_{max} による変数が無く、平均圧縮応力度 σ_0 を考慮した局所噛み合い抵抗によるせん断耐力 Q_I と全体支圧抵抗によるせん断耐力 Q_B で構成される新たなせん断耐力式を構築した。このせん断耐力式は目荒らし形状を詳細に測定し、その測定データから r_{cr} 、 z_{max} 及び目荒らし部内の垂直投影面積 A_H の分析を行い、 r_{cr} 、 z_{max} に加え、 σ_0 、既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ をパラメータとして実施したせん断実験結果に基づいている。そして、チッピングのせん断力 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の評価式は、円柱状シアキーの支圧破壊型の評価式を基本として構築することができた。以下に本章で得られた知見を列記する。

- 1) $r_{cr} \leq 0.3$ における試験体において、目荒らしの深さ水準を浅い、中位、深いとした z_{max} のそれぞれの平均値は、3.70mm、9.19mm、11.14mm であり、 $z_{max} < 5\text{mm}$ は浅い、 $5 \leq z_{max} \leq 10\text{mm}$ は中位、 $10\text{mm} < z_{max}$ は深いと、本試験体の z_{max} は3水準に区別される。
- 2) A_H の計測値と計算値 $A_H = 0.328A_{cr}$ (A_{cr} は目荒らし面積である) の相関係数は、正加力方向で 0.878、負加力方向で 0.917 であり、 A_H は z_{max} によらず A_{cr} に概ね比例した。
- 3) r_{cr} が増大するに伴い正側の最大水平荷重 Q_{ch} も増大するが、 $r_{cr} \geq 0.5$ の範囲ではその傾向が鈍化した。また、相関係数が最も大きい回帰式の関数は2次関数であり、この回帰式の極値は $r_{cr} = 0.720$ の時であった。これは、本論文で提案するせん断耐力式と同様の傾向を呈している。
- 4) Q_{ch} は、 $c\sigma_B$ が大きくなるに連れ増大し、同様に σ_0 が大きくなるに従い増大した。しかしながら、 z_{max} は Q_{ch} に大きく影響しない。
- 5) 目荒らしによるせん断耐力 Q_{ch} は、 Q_I と Q_B の合計とする。 Q_I は、 A_H に比例する、つまり A_{cr} に比例し、 Q_B は全体支圧抵抗を受けることができる単体目荒らし部周囲の平滑部の面積 A_B に比例すると考え、せん断耐力式を構築した。その結果、実験値と計算値の相関係数は 0.83 であり、良好な相関関係を示した。また、目荒らし面積が管理できる場合、せん断耐力の設計値は計算値に 0.8 を乗じた値を用いることが適切だと考えられる。
- 6) チッピングによる目荒らしの破壊状況が、既存部側が主であることから、チッピングの δQ_{ch} - δ_H 関係の評価式は、円柱状シアキーの支圧破壊型の評価式を基本として構築した。その結果、せん断力による $\delta_H = \pm 2\text{mm}$ までのサイクルにおける各サイクルの1回目のピーク値及び最大値とその計算値の相関係数は、正加力で 0.88、負加力で 0.87 と高い値であり、このことから計算値は概ね実験値を再現できていると言える。また、実験値が計算値の 0.8 倍以上となる確率は正加力で 0.86、負荷量で 0.82 であり、せん断耐力の評価と同様に目荒らしの面積が管理できる場合、設計値は計算値に 0.8 を乗じた値が妥当だと考えられる。

第4章の付録

本章で構築したチッピングのせん断耐力式とせん断力 Q_{ch} - せん断力 δ_H 関係の評価式を整理して、以下に列記する。

【チッピングのせん断耐力式】

$$Q_{ch} = Q_I + Q_B \quad (4-A1)$$

$$Q_I = r_{cr} \cdot A_j \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_I\sigma_S = A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_I\sigma_S \quad (4-A2)$$

$$C_C = \frac{0.552 {}_c\sigma_B + 44.2}{56.0} \quad (4-A3)$$

$$C_N = \frac{39.1\sigma_0 + 34.8}{71.9} \quad (4-A4)$$

$$Q_B = r_{cr} \cdot A_j \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma'_S = A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma'_S \quad (4-A5)$$

$${}_B\sigma'_S = -4\ln(r_{cr}) \quad (4-A6)$$

- Q_{ch} : チッピングのせん断耐力
 Q_I : 局所噛み合い抵抗によるせん断耐力
 Q_B : 全体支圧抵抗によるせん断耐力
 r_{cr} : 目荒らし面積比
 A_j : 接合面の面積
 A_{cr} : 目荒らし面積
 C_C : コンクリート圧縮強度 ${}_c\sigma_B$ による補正係数
 C_N : 平均圧縮応力度 σ_0 による補正係数
 ${}_c\sigma_B$: 既存部のコンクリートの圧縮強度
 σ_0 : 接合面に生じる平均圧縮応力度
 ${}_I\sigma_S$: 単位 A_{cr} 当たりの局所噛み合い抵抗によるせん断耐力の基準値(=2.32N/mm²)
 ${}_B\sigma'_S$: $K_{sh} \times {}_B\sigma_S$
 $({}_B\sigma_S$: 単位 A_B 当たりの全体支圧抵抗によるせん断耐力の基準値)
 $(K_{sh}$: 目荒らしの複雑な形状や r_{cr} の増加に伴う目荒らし部同士の重なり等による A_B の低減を考慮した関数)

【チッピングのせん断力 δQ_{ch} - せん断力 δ_H 関係の評価式】

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}) \quad (4-A7)$$

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 1 \quad (\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1) \quad (4-A8)$$

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = {}_b\gamma \cdot \ln(\delta_H / \delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (4-A9)$$

$${}_b\gamma = {}_bA \cdot \ln(\sigma'_0) + {}_bB \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (4-A10)$$

$$\delta_{max1} = 0.2 \quad (4-A11)$$

$$\delta_{max2} = 0.42\sigma_0 \quad (0.48 \leq \sigma_0 \leq 1.43 \text{ N/mm}^2) \quad (4-A12)$$

$$\sigma_0 = N / A_{cr} \quad (4-A13)$$

- δQ_{ch} : チッピングのせん断力
 Q_{ch} : チッピングのせん断耐力
 δ_H : 接合面のせん断変位
 δ_{max1} : せん断耐力に達する時のせん断変位
 δ_{max2} : ポストピーク領域（荷重低下領域）に入るせん断変位
 ${}_b\gamma$: 荷重低下の勾配に依存する関数
 ${}_bA, {}_bB$: ${}_b\gamma$ に用いる係数(${}_bA=0.052, {}_bB=-0.229$)
 σ_0 : 接合面に生じる平均圧縮応力度
 σ'_0 : 目荒らし部に生じる平均圧縮応力度
 N : 接合面に対する軸方向力
 A_{cr} : 目荒らし面積

第 5 章

あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいは
チップングを併用した接合面の力学的性質

要旨 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価式

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質では、あと施工アンカーと円柱状シアキー及びチップングによる目荒らし（以下、本要旨においてチップングと略記する）とあと施工アンカーを併用した試験体のせん断実験を行い、これらの構造性能について検証した。

円柱状シアキー、もしくはチップングを単独で用いた場合（以下、単独時と称する）の力学挙動とあと施工アンカーの力学挙動は、それぞれ大きく異なる。そのため、両者を併用した場合（以下、併用時と称する）の実験結果を、各々の単独時のせん断力 - せん断変位関係を累加したモデルで、評価可能か検証する必要がある。そこで、はじめにあと施工アンカーと円柱状シアキーそれぞれの単独時のせん断力 - せん断変位関係を単純に累加し、実験結果と比較した。その後、実験結果から接合面の軸応力による応力状態及び力学挙動を推定し、これらの影響を反映した併用時のせん断力 - せん断変位関係（以下、修正モデルと称する）の評価式を構築する。続いて、このあと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した修正モデルをチップングの場合に適用できるかを検証した。これらの検証から、第5章ではあと施工アンカーと円柱状シアキー及びあと施工アンカーとチップングを併用した場合のせん断力 - せん断変位関係の評価式を構築することが目的である。

そこで、第5章の要旨では、修正モデルにおけるあと施工アンカーと円柱状シアキー、及びあと施工アンカーとチップングを併用した場合の接合面のせん断力 $c_d Q$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式の構成について記載する。なお、本要旨における円柱状シアキーの破壊形式は、支圧破壊型とする。

あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合は、本文 Fig.5-9 の目開き変位 δ_V とせん断変位 δ_H の関係から、単独時より目開き変位が大きいことがわかる。そのため、併用時のアンカー筋には引張力が単独時より大きく生じていると推察される。これを踏まえ、円柱状シアキーとあ

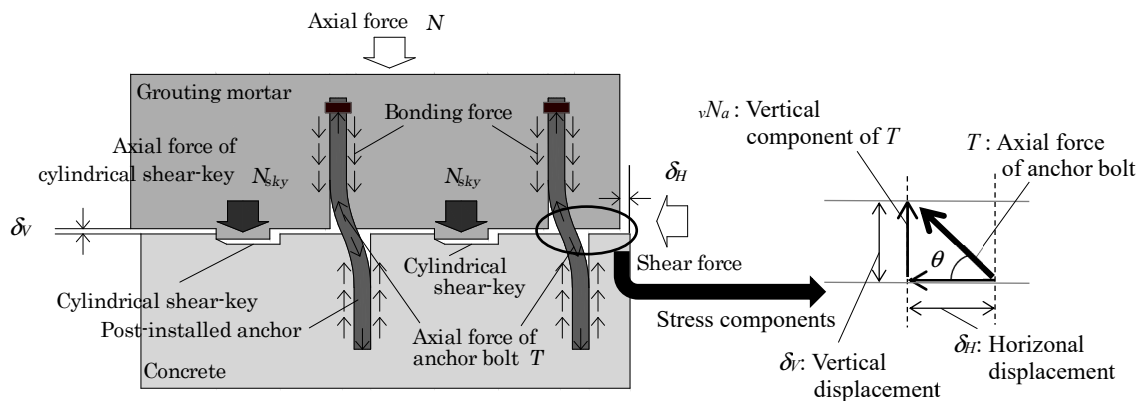


Fig.5-G1 Concept of stress field of joint surface of combination

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質 要旨

と施工アンカーを併用した場合の接合面の応力状態の概念を Fig.5-G1 (本文 Fig.5-11 と同じ) に示す。円柱状シアキーに生じる軸力 N_{sky} は、アンカー筋に生じる軸力 T との応力のつり合いにより、単独時より増大していると推定される。このアンカー筋の引張軸力によって付加される接合面の圧縮応力度 ${}_a\sigma_0$ は、 T の鉛直方向成分 ${}_vN_a$ を接合面面積で除した値である。 ${}_a\sigma_0$ は、本文 Fig.5-14 に示す ${}_a\sigma_0$ とアンカー筋が降伏に達した時のせん断変位 δ_{Hy} の関係から、 ${}_a\sigma_0 = -0.6\text{N/mm}^2$ とした。

これらより、あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した時の接合面のせん断力 cQ は、併用時にあと施工アンカーが負担するせん断力 cQ_a と、併用時に円柱状シアキーが負担するせん断力 ${}^cQ_{sky}$ の変形を考慮した値の合計で、次式のように算定される。

$${}^cQ = {}^cQ_a + {}^cQ_{sky} \quad (5-G1)$$

はじめに、併用時の円柱状シアキーのせん断力 ${}^cQ_{sky}$ - せん断変位 δ_H 関係について述べる。あと施工アンカーと円柱状シアキーの併用時の接合面の平均圧縮応力度 ${}^c\sigma_0$ は、次式に示すように σ_0 に ${}_a\sigma_0$ を考慮した値となる。

$${}^c\sigma_0 = \sigma_0 - {}_a\sigma_0 \quad (5-G2)$$

併用時の円柱状シアキーが負担するせん断耐力において、平均圧縮応力度 σ_0 による補正係数 C_N は、第3章で示した単独時における円柱状シアキーの支圧破壊型のせん断耐力式に用いられる σ_0 を ${}^c\sigma_0$ に置換し、次式により算定される。

$$C_N = \frac{31.9 {}^c\sigma_0 + 34.8}{71.9} \quad (5-G3)$$

あと施工アンカーと円柱状シアキーの併用時の円柱状シアキーの ${}^cQ_{sky}$ - δ_H 関係は、前述のせん断耐力式と同様に、 ${}_a\sigma_0$ を考慮する。つまり、併用時の ${}^cQ_{sky}$ - δ_H 関係の評価式は、第3章で構築した支圧破壊型の円柱状シアキーの評価式で用いられる σ_0 を ${}^c\sigma_0$ に、円柱状シアキーに作用する平均圧縮応力度 σ_0 を併用時の円柱状シアキーに作用する平均圧縮応力度 ${}^c\sigma_0$ にそれぞれ置換して求める。 ${}^c\sigma_0$ の算定式を下記に示す。

$${}^c\sigma'_0 = \frac{N_{sky}}{pA_{sky}} = \frac{N - {}_a\sigma_0 \cdot A_j}{pA_{sky}} \quad (5-G4)$$

ここに A_j は接合面の面積、 N は接合面に対する軸方向力、 N_{sky} は円柱状シアキーに生じる軸力、 ${}_pA_{sky}$ は接合面に配置された円柱状シアキーの水平投影面積の合計である。

本文 Fig.5-13 のアンカー筋の引張による軸力比 (アンカー筋の引張による降伏荷重 T_a に対するアンカー筋に生じる軸力 T の比 T/T_a) と δ_{Hy} の関係から、併用時の δ_{Hy} は単独時より大きく、平均値が 0.63mm であった。このことから、アンカー筋の降伏領域に達するまで、円柱状シアキーの力学挙動が荷重漸増領域にあると考えると、せん断耐力に達するときのせん断変位 $\delta_{maxI} = 0.63\text{mm}$ と置くことができる。

続いて、併用時のあと施工アンカーの cQ_a - δ_H 関係について記述する。前掲の Fig.5-G1 において、アンカー筋は引張力を受けながらせん断抵抗していると推察され、併用時にあと施工アン

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチッピングを併用した接合面の力学的性質 要旨

カーが負担するせん断力 cQ_a は、単独時より小さくなると判断される。そこで、本文 Fig.5-13 に示す T/T_a と、本文式(5-9)に示す引張応力とせん断応力の関係から、 cQ_a は単独時のあと施工アンカーが負担するせん断力 Q_a の 0.7 倍程度であると推察される。このことから、 ${}^cQ_a=0.7 Q_a$ とした。

あと施工アンカーとチッピングを併用した場合のチッピングのせん断力 ${}^cQ_{ch}$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式は、4章で構築したチッピング単独時の評価式を、前述のあと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合と同様の手順で導出されている。つまり、チッピング単独時の評価式の σ_0 を ${}^c\sigma_0$ に、 σ_0 を ${}^c\sigma_0$ にそれぞれ置換し、 ${}^c\sigma_0$ では pA_{sky} に目荒らし面積 A_{cr} を代入して算定する。なお、併用時にあと施工アンカーが負担するせん断力 cQ_a は、あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合と同様、 ${}^cQ_a=0.7 Q_a$ とした。

以上より、第5章ではあと施工アンカーと円柱状シアキー及びあと施工アンカーとチッピングを併用した場合のせん断力 - せん断変位関係の評価式を構築した。また、本要旨では円柱状シアキー及びあと施工アンカー、及びあと施工アンカーとチッピングを併用した場合の接合面のせん断力 cQ - せん断変位 δ_H 関係の評価式の構成について述べた。なお、本要旨における円柱状シアキーの破壊形式は支圧破壊型であり、これらを整理した評価式においては、「第5章の付録」を参照されたい。

5.1 はじめに

第2章ではあと施工アンカー、第3章では円柱状シアキー、そして第4章ではチップングによるせん断力-せん断変位関係の評価式をそれぞれ構築した。本章では、これらの評価式を基本として、あと施工アンカーと円柱状シアキー及びあと施工アンカーとチップングを併用した場合のせん断力-せん断変位関係の評価式について構築することを目的とする。以下、本章ではチップングと目荒らしは同一として記述する。

円柱状シアキー、もしくはチップングを単独で用いた場合（以下、単独時と称する）の力学挙動とあと施工アンカーの力学挙動は、それぞれ大きく異なる。そのため、両者を併用した場合（以下、併用時と称する）の実験結果を、各々の単独時のせん断力-せん断変位関係を累加したモデルで、評価可能か検証する必要がある。プレキャスト接合部の併用に関する既往の研究では、コッターによる支圧抵抗と接合筋によるダウエル抵抗以外に、中野ら⁵⁻¹⁾は接合面の摩擦抵抗や付着抵抗を加味し、望月ら⁵⁻²⁾は接合面に生じる垂直圧縮応力によるせん断摩擦効果を付加した例がある。これらの研究は、併用時における接合面の圧縮応力等の軸応力について着目しており、力学挙動を検証する上で非常に有用であるが、せん断耐力の評価に主眼を置いていることや、コッターのせん断力-せん断変位関係が設計で適用し易いように簡易的なバイリニア型とされているなど、直接本研究で対象とする接合面に応用できるとは限らない。

そこで本章では、まずあと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合のせん断実験を行い、あと施工アンカーと円柱状シアキーそれぞれの単独時のモデルを単純に累加したせん断力-せん断変位関係（以下、修正前モデルと称する）と実験結果を比較する。その後、実験結果から接合面の軸応力による応力状態及び力学挙動を推定し、これらの影響を反映した併用時のせん断力-せん断変位関係（以下、修正モデルと称する）の評価式を構築する。続いて、このあと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した修正モデルをチップングの場合に適用できるかを検証する。

想定する力学挙動にて記述する。Fig.5-1 にせん断抵抗要素のせん断力-せん断変位関係の概念を示す。同図(a)に示すように、円柱状シアキーは、支圧破壊とシアオフ破壊におけるせん断破壊の破壊形式毎に、チップングは支圧破壊型の円柱状シアキーを基本としてせん断力-せん断変位関係が構築されている。また、本章でも補強部材と既存部材の一体性を高めるため、外付け補強の接合部の設計を参考に δ_H を2mm以下に抑える⁵⁻³⁾ことを制限値とする。そこで、 $\delta_H=2\text{mm}$ までに着目すると、最大せん断力に達する時の δ_H (Fig.5-1(a)の δ_{max1} に該当する)は0.2mm程度であり、その後の挙動は概ね最大せん断力を維持した後、荷重低下する。この荷重低下が始まるせん断変位を δ_{max2} と定義している。

あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面のせん断力-せん断変位関係はFig.5-1(b)にあるように、弾性支承梁の方程式から反力係数を用いて構築しており、 $\delta_H=2\text{mm}$ まで δ_H の増大に伴い、徐々に剛性の低下を伴いつつ、せん断力 Q_d は緩やかに増加し続ける傾向がある。

以上より、前述の通り円柱状シアキーもしくはあと施工アンカーとチップングは、それぞれ異

なった力学挙動を呈する。しかしながら、これらを併用した場合、初期の剛性は円柱状シアキーやチップングが寄与することで高くなり、円柱状シアキーやチップングの荷重低下領域では、あと施工アンカーのダウエル効果により、せん断力の低下が抑制されると考えられる。そこで Fig.5-1(a), (b)にそれぞれ示すせん断力 - せん断変位関係を単に累加した修正前モデルを同図(c)に示す。この修正前モデルは、前述のように $\delta_H=0.2\text{mm}$ まで高い剛性を有し、その後円柱状シアキーの荷重低下量とあと施工アンカーの荷重増大量の絶対値が同程度で推移するため、 $\delta_H=0.2\text{mm}$ 以降のせん断力の増減量は小さくなる。本論文では修正前モデルと実験結果による荷重 - せん断変位関係を比較検証することから始める。

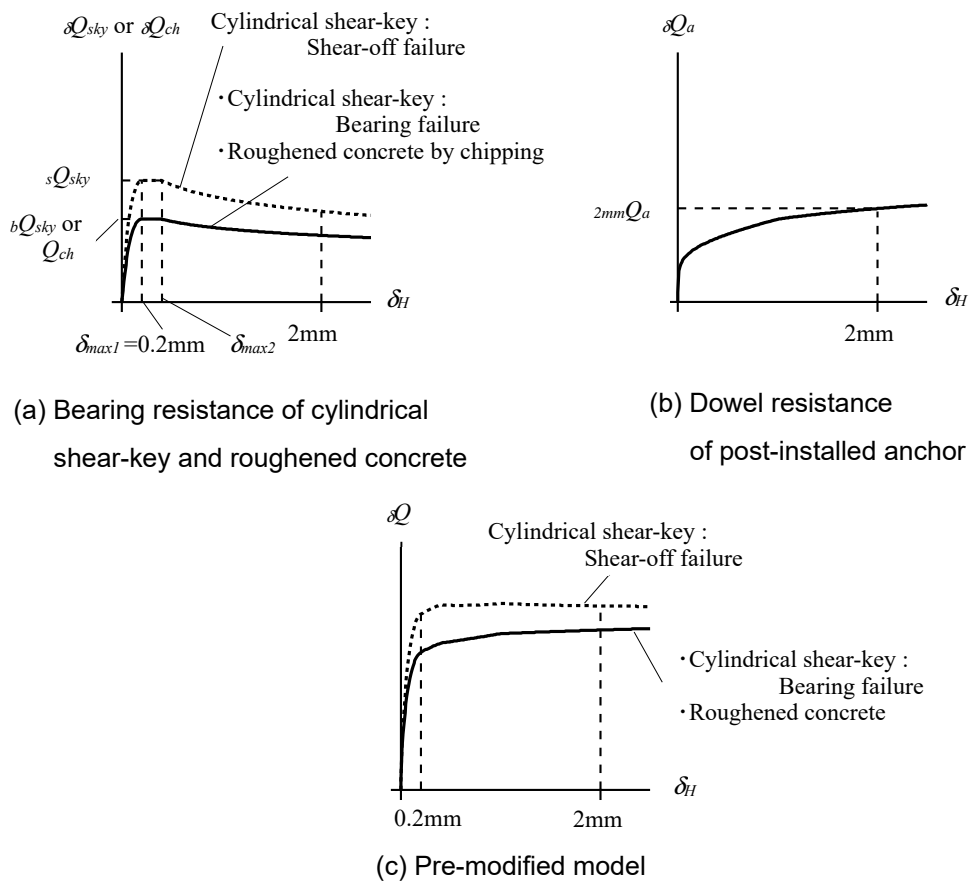


Fig.5-1 Concept of shear force – shear displacement of shear resistance elements

5.2 実験パラメータ及び試験体諸元

5.2.1 実験パラメータ

あと施工アンカーを併用した円柱状シアキーの実験パラメータ及び材料試験結果を Table 5-1 に示す。あと施工アンカーとして用いた異形鉄筋のアンカー筋のひずみから、単独時と併用時の接合面の軸応力の比較を行うため、主なパラメータはあと施工アンカーのみを配置した試験体（A シリーズ）、及びあと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した試験体（以下、AS シリーズと称する）とした。なお、A シリーズの3体は2章で扱った試験体と同じものであり、AS シリーズと実験結果が比較できる試験体を記載している。

単調載荷の試験体において耐震補強を要する建物のコンクリート強度 $c\sigma_B$ は、一般的に 13.5～30N/mm² 程度であるため、概ねこの範囲で3水準を目標として打設した。また、コンクリートの配合を付録3に示す。アンカー筋の径と鋼種は、それぞれ耐震補強で多く使用される D16 及び SD345 を基準とした。接合面の平均圧縮応力度 σ_0 は、単調載荷の試験体で A シリーズ、S シリーズ及び CH シリーズの基準としている 0.48N/mm² とその2倍である 0.95N/mm² とした。円柱状シアキーの直径 R においては、S シリーズの基準とした 52mm とした。また、円柱状シアキー

Table 5-1 Test parameters and material test results (Series A and AS)

Series	No.	Loading method	σ_0 (N/mm ²)	Existing concrete		Grouting mortar		Cylindrical shear-key		Anchor bolt							
				$c\sigma_B$ (N/mm ²)	E_C (kN/mm ²)	$g\sigma_B$ (N/mm ²)	E_G (kN/mm ²)	R (mm)	R/t	d_a	σ_y (N/mm ²)	E_S (kN/mm ²)					
A	A16-LL	Monotonic loading	0.48	14.5	22.1	57.3	24.8	-	-	D16	379	181					
	A16-LM			17.8	25.7	69.4	25.7				381	189					
	A16-LH			29.9	26.3	57.3	26.7				369	196					
AS	A16S52-5LL1,2	Monotonic loading	0.48	14.5	22.1	57.3	25.8	52	5.2	D16	379	181					
	A16S52-5LM1			21.7	26.5	56.6	26.7										
	A16S52-5LH1,2			32.9	27.7	57.3	25.8										
	A16S52-5ML1,2		14.5	22.1	57.3	25.8											
	A16S52-5MM1		21.7	26.5	56.6	26.7											
	A16S52-5OLL1,2		14.5	22.1	57.3	25.8											
	A16S52-10LM1		0.48	21.7	26.5	56.6	26.7	52	10.4	D16	379	181					
	A16S52-10LH1,2			32.9	27.7	57.3	25.8										
	A16S52-10ML1,2			14.5	22.1	57.3	25.8										
	A16S52-10MM1		0.95	21.7	26.5	56.6	26.7										
	A13S52-10LM-cy			0.48	21.7	26.5	56.6						52	10.4	D13	352	181
	A16S52-10MM-cy			0.95	21.7	26.5	56.6										
	A16S52-10HM-cy		1.43	21.7	26.5	56.6	26.7	D16	369	196							

$c\sigma_B$: Concrete compressive strength, E_C : Concrete elastic modulus, $g\sigma_B$: Grouting mortar compressive strength, E_G : Grouting mortar elastic modulus, R : Diameter of cylindrical shear-key, t : Height of cylindrical shear-key, R/t : Width-height ratio, σ_y : Anchor bolt yield strength, E_S : Anchor bolt elastic modulus, d_a : Diameter of anchor bolt

Explanatory notes of specimen No. : A 16 S 52 - L L 1 - cy
 Post-installed anchor Diameter of anchor bolt Cylindrical shear-key Branch number cy : Cyclic loading

σ_0 L : 0.48N/mm², M : 0.95N/mm², H : 1.43N/mm²
 $c\sigma_B$ L : Low level, M : Middle level, H : High level

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.2 実験パラメータ及び試験体諸元

Table 5-2 Test parameters and material test results (Series ACH)

Series	No.	Loading method	Chipping area ratio r_{cr}		σ_0 (N/mm ²)	Existing concrete		Grouting mortar		Anchor bolt		
			Assumed	Measured		$c\sigma_B$ (N/mm ²)	E_C (kN/mm ²)	$G\sigma_B$ (N/mm ²)	E_G (kN/mm ²)	d_a	σ_y (N/mm ²)	E_S (kN/mm ²)
ACH	A16CH-M10LM-cy	Cyclic loading	0.1	0.117	0.48	20.1	25.6	72.3	24.4	D16	369	196
	A16CH-M20LM-cy		0.2	0.204		20.1	25.6	72.3	24.4			
	A16CH-M30LM-cy		0.3	0.301		20.1	25.6	72.3	24.4			
	A16CH-M10MM-cy		0.1	0.104	0.95	21.7	26.5	56.6	26.7			
	A16CH-M20MM-cy		0.2	0.195		21.7	26.5	56.6	26.7			
	A16CH-M30MM-cy		0.3	0.293		21.7	26.5	56.6	26.7			
	A16CH-M10HM-cy		0.1	0.111	1.43	21.7	26.5	56.6	26.7			
	A16CH-M20HM-cy		0.2	0.189		21.7	26.5	56.6	26.7			
	A16CH-M30HM-cy		0.3	0.291		21.7	26.5	56.6	26.7			

$c\sigma_B$: Concrete compressive strength, E_C : Concrete elastic modulus, $G\sigma_B$: Grouting mortar compressive strength, E_G : Grouting mortar elastic modulus, r_{cr} : Chipping area ratio (Roughened concrete area ratio), σ_y : Anchor bolt yield strength, E_S : Anchor bolt elastic modulus, d_a : Diameter of anchor bolt

Explanatory notes of specimen No. : $\frac{A}{16} \frac{CH}{-} \frac{M}{30} \frac{L}{L} \frac{L}{-} \frac{cy}{}$
 Post-installed anchor / Diameter of anchor bolt Chipping Depth r_{cr} σ_0 $c\sigma_B$ Cyclic loading

Depth S : Shallow, M : Middle, D : Deep
 σ_0 L : 0.48N/mm², M : 0.95N/mm², H : 1.43N/mm²
 $c\sigma_B$ L : Low level, M : Middle level, H : High level

の破壊形式は、支圧破壊を想定した $R/t=10$ とシアオフ破壊を想定した $R/t=5$ の2段階とした。正負交番繰り返し載荷の試験体においては、限られた試験体数であることからパラメータを絞り、実務で適用することを踏まえ、円柱状シアキーの R/t は支圧破壊型である10とした。また、 $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ でアンカー筋の径 d_a を D13 とし、 $\sigma_0=0.95, 1.43\text{N/mm}^2$ の場合の d_a を D16 とした。

あと施工アンカーを併用したチップングの試験体（以下、ACH シリーズと称する）の実験パラメータ及び材料試験結果を Table 5-2 に示す。ACH シリーズのパラメータは、 $c\sigma_B$ を中水準、 $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$ 、 d_a と鋼種を D16 及び SD345 とし、目荒らし面積比 r_{cr} においては、せん断耐力の増大率が大きい 0.1, 0.2, 0.3 とした。なお、載荷方法は全て正負交番繰り返し載荷とした。

5.2.2 試験体諸元

(1) 試験体諸元寸法

AS シリーズの試験体諸元寸法を Fig.5-2 に示す。AS シリーズの接合面は、単調載荷と正負交番繰り返し載荷の試験体共に、Fig.3-3 に示す S シリーズの試験体に Fig.2-1 の A シリーズに記載したあと施工アンカーを付加したものである。そのため、円柱状シアキーのピッチ、ゲージ及び配列をあと施工アンカーと同じとし、あと施工アンカーは、円柱状シアキーと円柱状シアキーの中間に配置した。なお、あと施工アンカーの位置や仕様は、A シリーズと同じであり、円柱状シアキーの位置は S シリーズと同じである。また、試験体の補強部は、A シリーズ及び S シリーズと同じ形状である。

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.2 実験パラメータ及び試験体諸元

ACH シリーズの試験体諸元寸法を Fig.5-3 に示す。ACH シリーズの接合面は、正負交番繰り返し載荷の試験体共に、Fig.4-2 に示す CH シリーズの試験体に Fig.2-1 の A シリーズに記載したあと施工アンカーを付加したものである。また、あと施工アンカーの位置や仕様は、A シリーズと同じとし、試験体の補強部は、A シリーズ及び CH シリーズと同じ形状である。

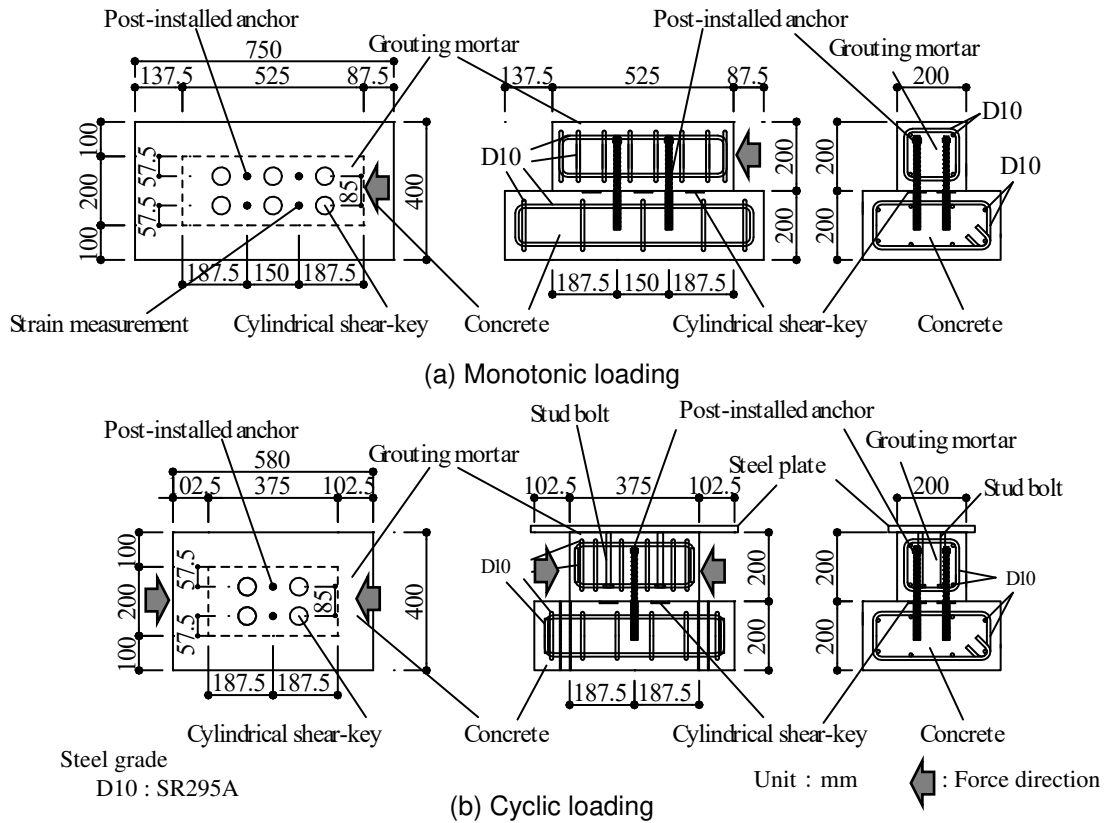


Fig.5-2 Dimensions of specimen (Series AS)

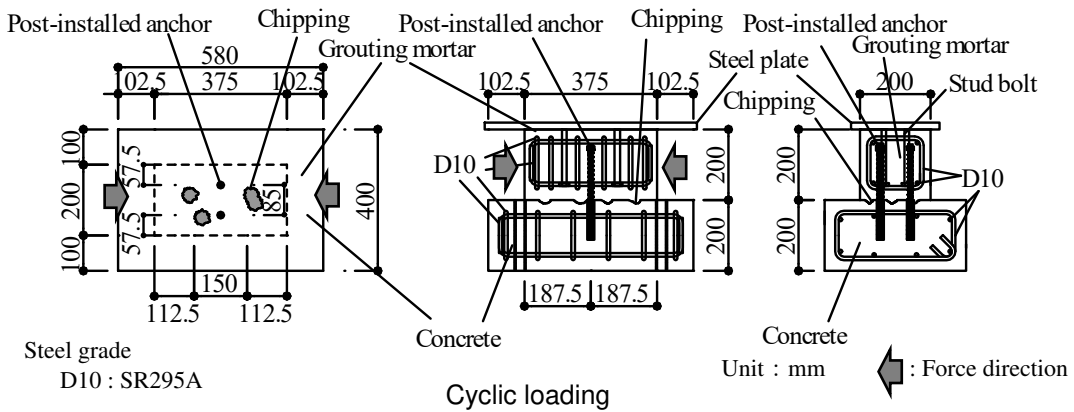


Fig.5-3 Dimensions of specimen (Series ACH)

(2) 試験体製作方法

Photo 5-1 に AS シリーズの接合面の状態を示す。AS シリーズの試験体作成は、はじめに既存部側の型枠を垂直に立てて組んだ後、コンクリートを打設し、既存部を製作した。既存部側の接合面の表面状態は、表面加工コンクリート型枠用合板を使用し、既存部とグラウト表面の間に生じる付着抵抗や摩擦抵抗を極力少なくするために、円柱状シアキー以外の接合面にはグリスを塗布した。また、既存部を脱型し、試験体を平置きとした状態で、A シリーズの試験体は下向きの態勢であと施工アンカーを施工し、AS シリーズの試験体においては、円柱状シアキーを施工した後、A シリーズ同様の態勢であと施工アンカーを施工した。その後、全試験体において接合部を想定した補強部側の型枠を組み、割裂防止筋を配置した後、グラウトを打設した。また、打設したグラウトは、付録 3 に示す耐震補強で一般的に用いられる無収縮グラウト材のプレミックスタイプであり、添加する水量は材料指定の範囲内とした。

Photo 5-2a～cにACHシリーズの接合面の状態を示す。ACHシリーズの試験体作成は、前述のASシリーズの試験体の円柱状シアキーの施工をチップングに置き換えて施工した。また、目荒らし面積比は、4章のCHシリーズの試験体と同様に、明度の差を利用して画像解析して求めている。なお、接合面のグリスは目荒らし部以外の部分に塗布し、目荒らし部及び円柱状シアキーの内部にグリス及び吸水調整剤の塗布は、行っていない。

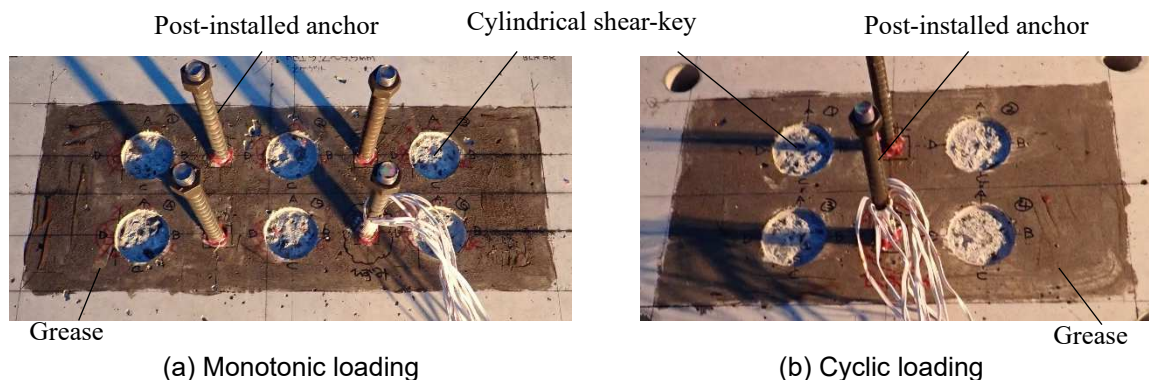


Photo 5-1 Status of joint surface (Series AS)



Post-installed anchor : D16, Depth : Middle, $r_{cr}=0.1$, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

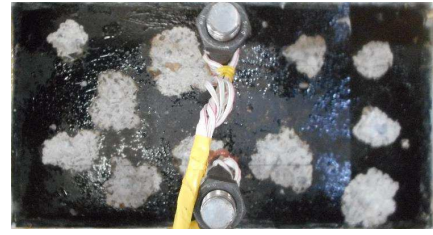
(a) A16CH-M10LM-cy

Photo 5-2a Status of joint surface (Series ACH)

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.2 実験パラメータ及び試験体諸元



Before setting the anchor bolts



After setting the anchor bolts

Post-installed anchor : D16, Depth : Middle, $r_{cr}=0.2$, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(b) A16CH-M20LM-cy



Before setting the anchor bolts



After setting the anchor bolts

Post-installed anchor : D16, Depth : Middle, $r_{cr}=0.3$, $\sigma_0=0.48\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(c) A16CH-M30LM-cy



Before setting the anchor bolts



After setting the anchor bolts

Post-installed anchor : D16, Depth : Middle, $r_{cr}=0.1$, $\sigma_0=0.95\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(d) A16CH-M10MM-cy



Before setting the anchor bolts



After setting the anchor bolts

Post-installed anchor : D16, Depth : Middle, $r_{cr}=0.2$, $\sigma_0=0.95\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(e) A16CH-M20MM-cy

Photo 5-2b Status of joint surface (Series ACH)

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.2 実験パラメータ及び試験体諸元



Before setting the anchor bolts



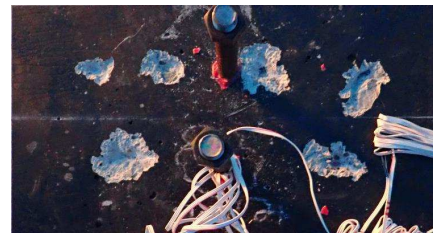
After setting the anchor bolts

Post-installed anchor : D16, Depth : Middle, $r_{cr}=0.3$, $\sigma_0=0.95\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(f) A16CH-M30MM-cy



Before setting the anchor bolts



After setting the anchor bolts

Post-installed anchor : D16, Depth : Middle, $r_{cr}=0.1$, $\sigma_0=1.43\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(g) A16CH-M10HM-cy



Before setting the anchor bolt



After setting the anchor bolt

Post-installed anchor : D16, Depth : Middle, $r_{cr}=0.2$, $\sigma_0=1.43\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(h) A16CH-M20HM-cy



Before setting the anchor bolts



After setting the anchor bolts

Post-installed anchor : D16, Depth : Middle, $r_{cr}=0.3$, $\sigma_0=1.43\text{N/mm}^2$, $c\sigma_B$: Middle level

(i) A16CH-M30HM-cy

Photo 5-2c Status of joint surface (Series ACH)

5.3 実験方法

載荷方法及び計測方法は、単調載荷と正負交番繰り返し載荷でそれぞれ2.3節のAシリーズ、3.3節のSシリーズ及び4.3節のCHシリーズと同じであるため、ここでは図と最小限の説明に留める。

5.3.1 載荷方法

ASシリーズの載荷方法は、単調載荷と正負交番繰り返し載荷の両者とし、ACHシリーズの載荷方法は正負交番繰り返し載荷とした。せん断加力装置をFig.5-4に示す。

Fig.5-4(a)に示す単調載荷の試験体は、軸方向力を一定の荷重制御とし、水平方向は一方向単調載荷とした。Fig.5-4(b)に示す正負交番繰り返し載荷の試験体は、軸方向力を一定の荷重制御とし、水平方向は強制せん断変位を与える正負交番繰り返し載荷とした。加力サイクルは原則として接合面のせん断変位 $\delta_H = \pm 0.12\text{mm}$ を1回、 $\delta_H = \pm 0.25\text{mm}, \pm 0.5\text{mm}, \pm 1.0\text{mm}, \pm 2.0\text{mm}, \pm 4.0\text{mm}$ を2回、 $\delta_H = +6\text{mm}$ を1回とし、ACHシリーズのA16CH-M30MM-cy, A16CH-M10HM-cy, A16CH-M20HM-cy, A16CH-M30HM-cy以外においては、 $\delta_H = -6\text{mm}$ を1回行った。

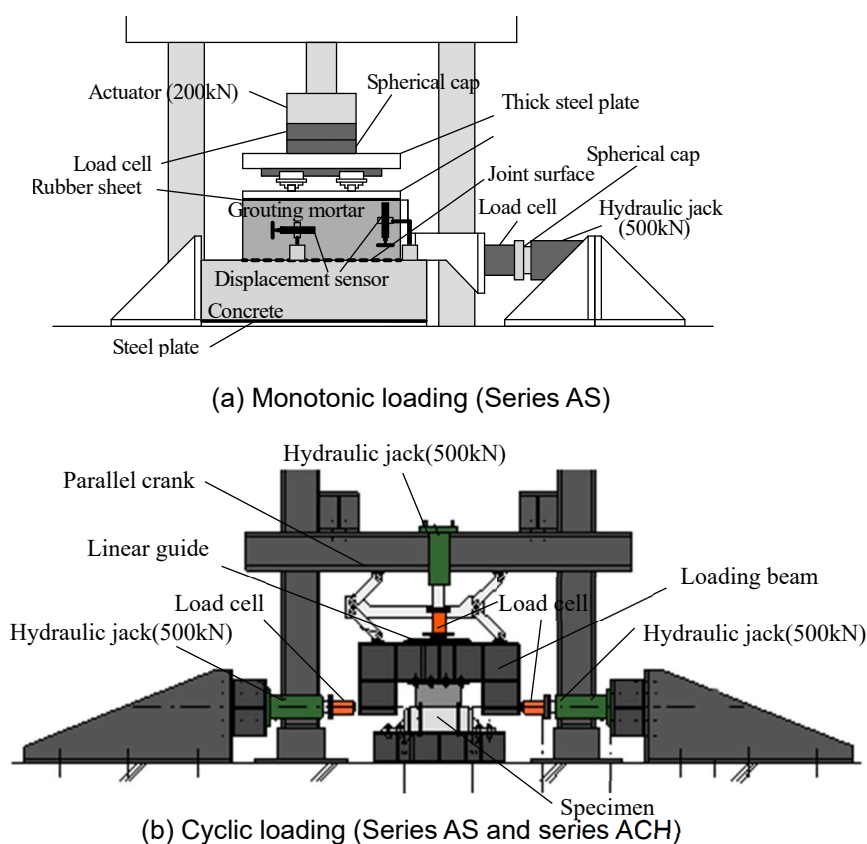


Fig.5-4 Loading equipment of shear loading test

5.3.2 せん断実験の計測計画

載荷方法毎の計測計画を Fig.5-5 に示す。計測は接合面のせん断変位 δ_H 及び既存部と補強部の離間距離 δ_V (以下、目開き変位と称する) とした。また、 δ_H 及び δ_V は既存部上に高感度変位計をそれぞれ2箇所ずつ配置し、その計測した値の平均値を採用した。

アンカー筋のひずみの計測は、単調載荷とした AS シリーズの試験体で行った。ひずみを計測したアンカー筋の位置を Fig.5-2(a) に併記している。また、ひずみの計測位置は、2章の A シリーズと同様に接合面から補強部側に $0.5d_a$ 及び $2d_a$ 、既存部側に $0.5d_a$ 、 $2d_a$ 及び $5d_a$ とし、実験結果からアンカー筋の弾性曲げモーメントと弾性軸力が算定できるように、ひずみの計測は加力方向手前側と奥側とした。ここで改めて Fig.5-6 にあと施工アンカーのひずみ計測位置を示す。原則として計測したひずみからアンカー筋が負担する軸力を算定できるように、鉛直軸力を導入する前の状態でアンカー筋のひずみを 0 として計測を開始したが、試験体 A16S52-5LM1, A16S52-5MM1, A16S52-10LM1, A16S52-10MM1 の4体については、軸力導入後にアンカー筋のひずみを 0 として計測を開始した。なお、全試験体から前述の4体を除いた試験体における、Fig.5-6 に示す接合面から $0.5d_a$ のアンカー筋のひずみの平均値は、 $-38\mu \sim -56\mu$ の範囲であり、鉛直軸力導入前後によるアンカー筋への影響は極めて小さいと言える。

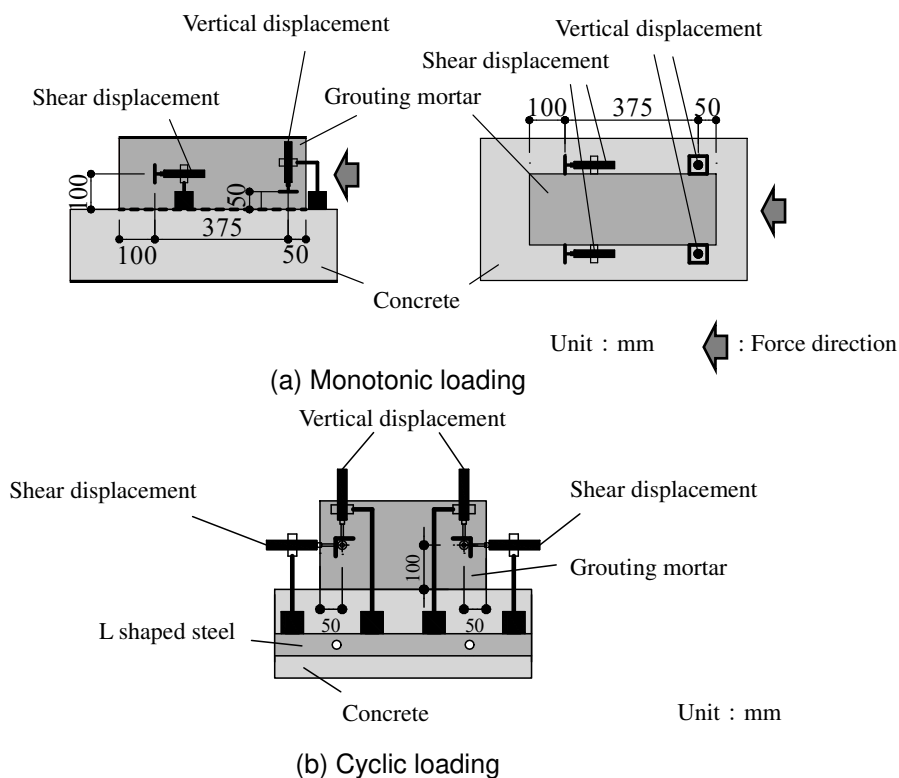


Fig.5-5 Measurement plan

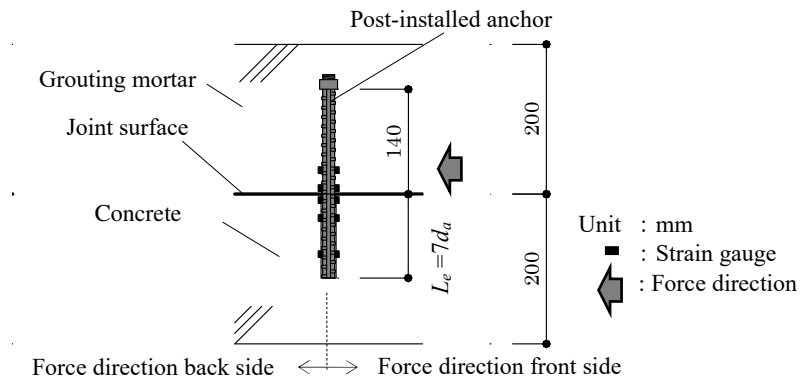


Fig.5-6 Post-installed anchor strain measurement position
(Series AS, Monotonic loading)

5.4 実験結果及び接合面の力学挙動

5.4.1 あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した試験体の単調載荷実験

(1) 併用時の力学挙動

本5.4.1項では、載荷方法を単調載荷とし、あと施工アンカーと円柱状シアキーそれぞれ単独で用いた場合のせん断力 δQ - せん断変位 δ_H 関係を、単に累加した修正前モデルと実験値を比較する。修正前モデルのせん断力 δQ は次式となる。

$$\delta Q = \delta Q_a + \delta Q_{sky} \quad (5-1)$$

ここに、 δQ_a は単独時のあと施工アンカーのせん断力、 δQ_{sky} は単独時の円柱状シアキーのせん断力である。

Fig.5-7に $R/t=10$ とした支圧破壊型、Fig.5-8に $R/t=5$ としたシアオフ破壊型の修正前モデルによるせん断力 δQ - せん断変位 δ_H 関係をそれぞれ示す。Fig.5-7の支圧破壊型の実験結果を観察すると、概ね δ_H が0.2mm以下の範囲において、修正前モデルは実験値より若干剛性が高く評価され、それ以降の δ_H においては、試験体A16S52-10LH1,2以外で修正前モデルが実験値より小さい値を推移している。Fig.5-8のシアオフ破壊型の実験結果を見ると、支圧破壊型より概ね δ_H が0.2mm以下の範囲において、修正前モデルは実験値より剛性が高く評価され、それ以降の δ_H においては、支圧破壊型同様に修正前モデルが実験値より小さい値を推移している。また、Fig.5-1(a)に示すように、円柱状シアキー単独時では、せん断変位0.2mmで最大せん断力を迎えるが、併用時の実験値は比較的緩やかに $\delta_H=1$ mm近傍まで、 δQ が漸増している。

Fig.5-9に目開き変位 δ_V - せん断変位 δ_H 関係を示す。Aシリーズの δ_V は δ_H の1/10程度であるが、ASシリーズの δ_V は概ね δ_H の1/2から同程度の範囲を推移している。ここで、仲地ら⁵⁻⁴⁾の研究を見ると、コッターを用いたプレキャストの接合部でも、目開きは圧縮及び引張領域に関わらず接合面の全領域で生じている。このことから、本実験においても円柱状シアキーにより、目開きは大きく推移したと考えられる。

Photo 5-3に最終破壊状況の一例を示す。なお、同写真はせん断変位25mm以上押し切った状態である。あと施工アンカーが配置されているため、接合面の破壊状況は確認できなかったが、外部から観察すると、既存部側の表層の水平方向にひび割れが生じている。しかしながら、あと施工アンカーのみを配置した場合の破壊は、Photo 2-3にあるように補強部側で生じたことから、併用時に既存部側で破壊が顕著となった主な原因は、円柱状シアキーによる支圧抵抗が増大した可能性が考えられる。

Fig.5-10に想定する破壊形式毎の挙動を示す。同図に示すように支圧破壊型の円柱状シアキーは、せん断変位の増大により円柱状シアキーの側面が損傷し、その損傷面を乗り越えるような挙動を呈することから、 δ_V が増大すると思われる。また、シアオフ破壊型の円柱状シアキーについては、シアオフ破壊後、破壊面の凹凸による噛み合い抵抗が生じることからせん断変位の増大に伴い δ_V も増大すると考えられる。つまり、併用時の δ_V は試験体により差異が見られるものの、両者の破壊形式共に円柱状シアキーの影響で増大することがわかる。これらのことから、 δ_V が大き

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.4 実験結果及び接合面の力学挙動

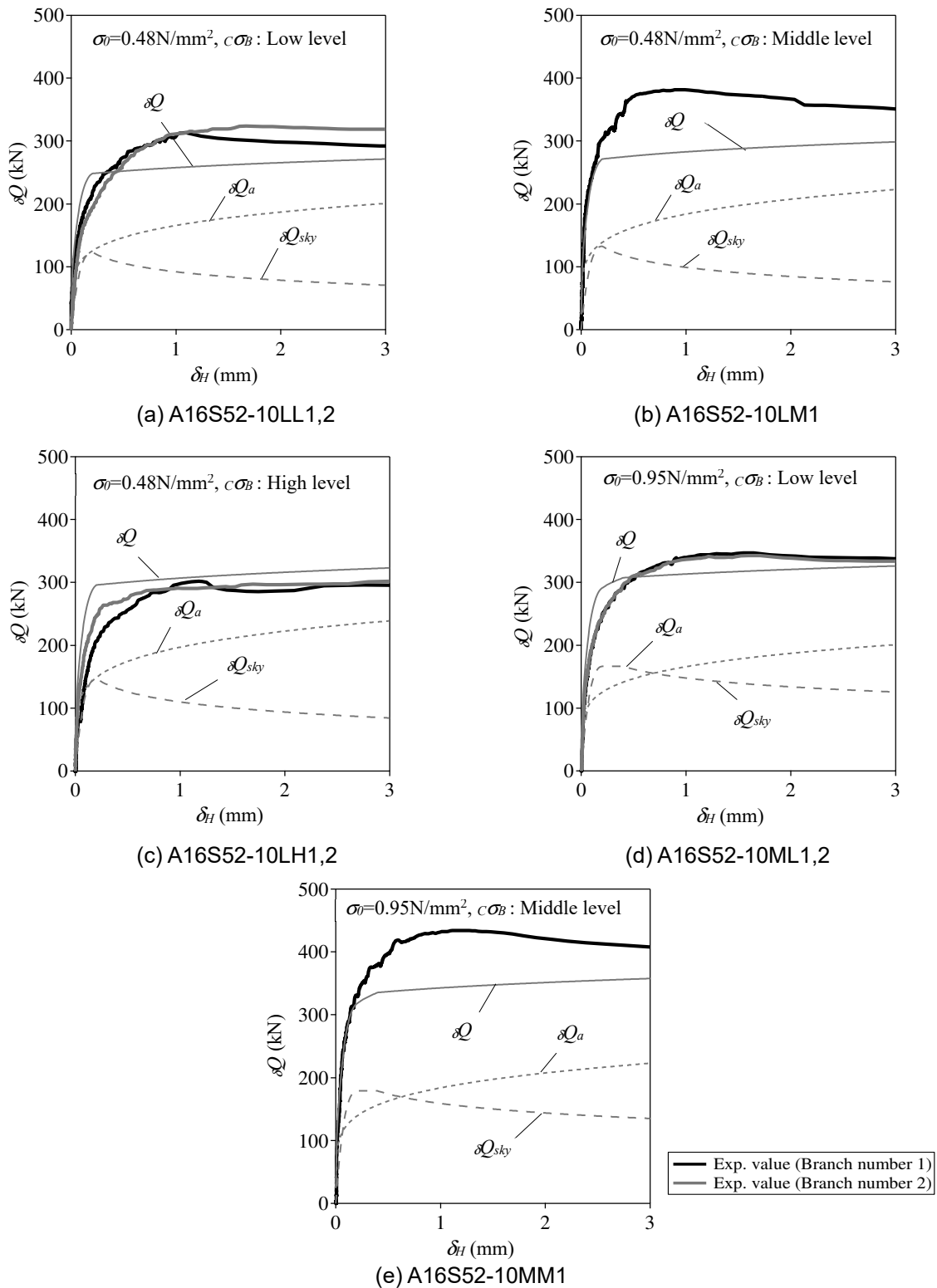


Fig.5-7 Shear force – shear displacement ($\delta Q - \delta_H$) relations of pre-modified model
 (Bearing failure $R/t=10$, $R=52\text{mm}$, Monotonic loading)

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.4 実験結果及び接合面の力学挙動

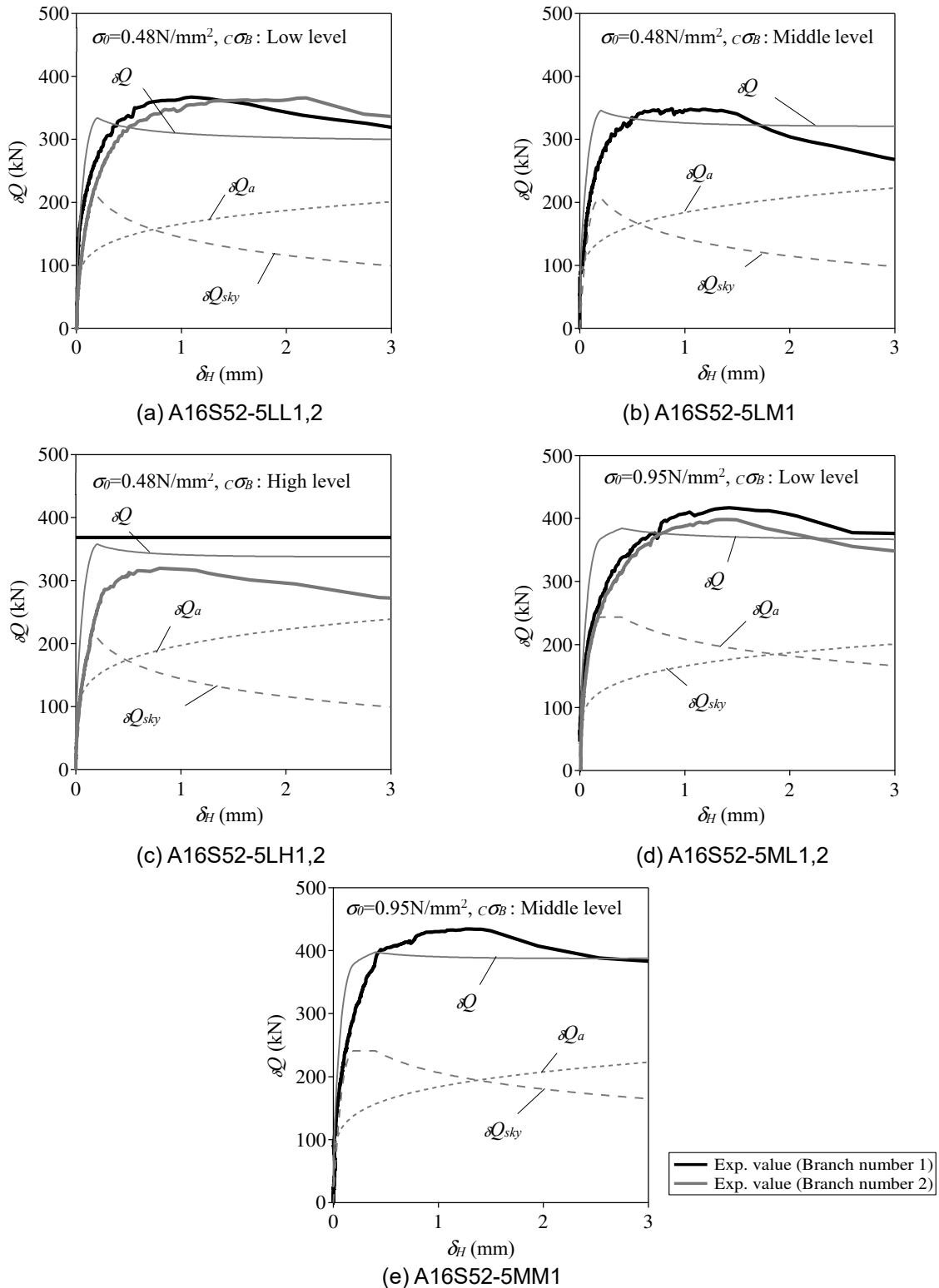


Fig.5-8 Fig.5-7 Shear force – shear displacement ($\delta Q - \delta_H$) relations of pre-modified model (Shear-off failure $R/t = 5$, $R = 52\text{mm}$, Monotonic loading)

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.4 実験結果及び接合面の力学挙動

いASシリーズのアンカー筋には、Aシリーズより大きな引張力が生じていると考えられる。ここで高瀬ら^{5-5),5-6)}は、アンカー筋に引張力を生じさせた状態でせん断実験を実施した結果、アンカー筋に生じる引張力が大きい程、せん断力が小さくなる現象を定量化して報告している。これらの傾向を踏まえると、併用時におけるあと施工アンカーが負担するせん断力 ${}^c\delta Q_a$ は、単独時の δQ_a より小さくなると推察される。

以上の傾向を整理すると、修正前モデルの計算値 δQ は実験値より小さく、 ${}^c\delta Q_a$ も δQ_a より小さくなることから、併用時における円柱状シアキーが負担するせん断力 ${}^c\delta Q_{sky}$ は、単独時の δQ_{sky} より大きな値となっている可能性が考えられる。Fig.5-11に併用時の接合面の応力状態の概念を示す。円柱状シアキーに生じる軸力 N_{sky} は、 δ_V によるアンカー筋に生じる軸力 T との応力の釣り合いより、増大していると推定される。次5.4.1項(2)では実験結果によるアンカー筋のひずみから、接合面に生じる軸応力を評価していく。

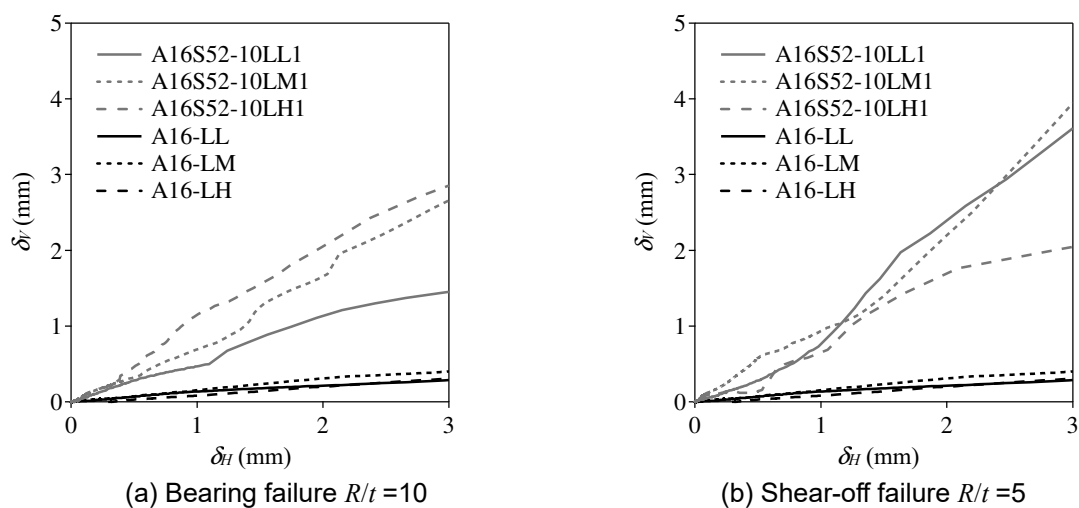


Fig.5-9 Separation distance – shear displacement ($\delta_V - \delta_H$) relations

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.4 実験結果及び接合面の力学挙動



Photo 5-3 Final fracture status

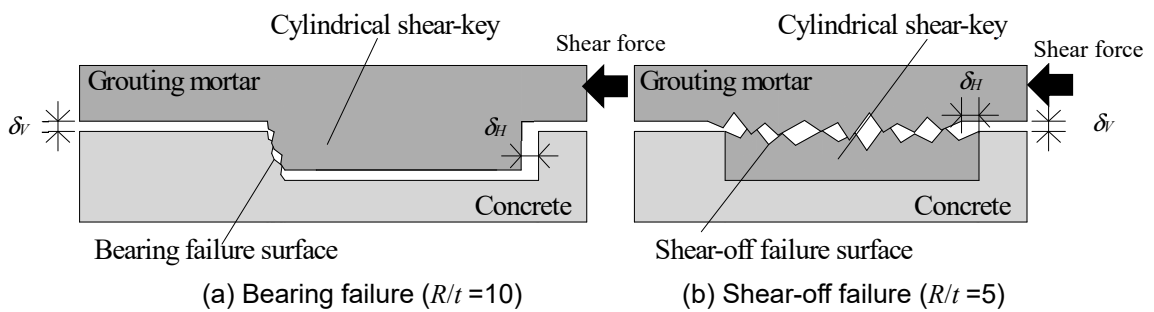


Fig.5-10 Behavior for each assumed failure mode

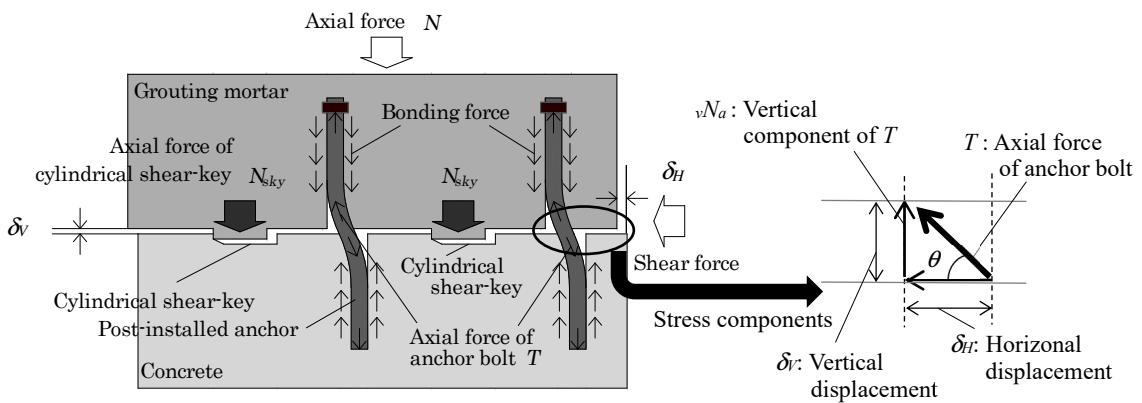


Fig.5-11 Concept of stress field of joint surface of combination

(2) 接合面に生じる軸応力の推定

Fig.5-11 に示すように、 T (アンカー筋の引張軸力を正とする) の鉛直成分 ${}_vN_a$ (接合面に対する圧縮軸力方向を負とする)、 N 及び N_{sky} による応力の釣り合いから、 N_{sky} は次式により算定される。

$$N_{sky} = N - {}_vN_a \quad (5-2)$$

アンカー筋の引張軸力によって付加される接合面の圧縮応力度は、 T の鉛直方向成分であることから、 δ_H と δ_V の関係により、次式で算定することができる。

$${}_vN_a = -T \cdot n_a \cdot \sin \theta \quad \text{ただし} \quad \theta = \tan^{-1} \left(\frac{\delta_V}{\delta_H} \right) \quad (5-3)$$

アンカー筋のひずみから算出される応力 σ_1 及び σ_2 より、弾性範囲内の T と曲げモーメント M は、それぞれ式(5-4)と式(5-5)で求められ、 T 、 M からアンカー筋の弾性範囲は式(5-6)で算定される。

$$T = \frac{(\sigma_1 + \sigma_2)}{2} \cdot \frac{\pi d_a^2}{4} \quad (5-4)$$

$$M = \frac{(\sigma_1 - \sigma_2)}{2} \cdot \frac{\pi d_a^3}{32} \quad (5-5)$$

$$\sigma_y \geq \frac{M}{Z_a} + \frac{T}{A_e} \quad (5-6)$$

ここに、 Z_a はアンカー筋の断面係数、 A_e はアンカー筋の断面積、 σ_y はアンカー筋の降伏時の応力である。

式(5-4)、(5-5)からアンカー筋が弾性範囲内である $\delta_H=0.25\text{mm}$ 時のアンカー筋の M 分布と T 分布の一例を Fig.5-12 に示す。AS シリーズの M は、A シリーズより小さい値を示し、AS シリーズの T は A シリーズより大きい値を示している。このことから、著者が推察したように、 ${}_c\delta Q_a$ は δQ_a より小さいと判断される。

接合面に生じる軸応力を推定する手法を引き続き検討する。既往の研究からアンカー筋に塑性ヒンジが生じる、埋め込み深さ l_e は、 ${}_c\sigma_B$ が大きい程、接合面に近くなると報告されている⁵⁻⁷⁾。この傾向は、Fig.5-12(a)と(b)を比較すると、 ${}_c\sigma_B$ が大きい程、 M の最大値が接合面に近づいていることから理解できる。このことから、 ${}_c\sigma_B$ にもよるが最初に σ_y に達する既存部側の l_e は、同図より $l_e=0.5d_a$ から $l_e=2d_a$ の範囲にあると観察されるため、本論文では比較的ばらつきが小さい $l_e=2d_a$ の M と T の値を用いて、アンカー筋が降伏したかどうかを判断する。また、 ${}_vN_a$ を推定するには、極力接合面に近い軸力 T の値を用いることが適切であることから、 ${}_vN_a$ は既存部側 $l_e=0.5d_a$ と補強部側 $l_e=0.5d_a$ の T の平均値を用いて算定する。以上より、本論文では下記の手順で接合面に生じる軸応力を推定する。

- 1) 既存部側 $l_e=2d_a$ において、式(5-6)により算定した σ_y に達した時のせん断変位 δ_{Hy} を実験結果から求める。
- 2) δ_{Hy} 時の T を既存部側 $l_e=0.5d_a$ と補強部側 $l_e=0.5d_a$ のひずみから、式(5-4)によりそれぞれ算定

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.4 実験結果及び接合面の力学挙動

する。

3) vN_a を上記 2) で算定された AS シリーズの T の平均値を用い、式(5-3)により算定する。

アンカー筋の引張による降伏荷重 $T_a (= \sigma_y \times A_e)$ に対する、上記の手順で導いた T の比である軸力比 T/T_a と δ_{Hy} 関係を観察する。Fig.5-13 に軸力比 T/T_a - アンカー筋の降伏時の応力 σ_y に達した時のせん断変位 δ_{Hy} 関係を示す。同図より、 T/T_a の平均値は A シリーズで 0.18, AS シリーズで 0.41 であり、AS シリーズの方が大きい値を示している。また、AS シリーズの円柱状シアキーの破壊形式毎の T/T_a の平均値は、支圧破壊型で 0.40, シアオフ破壊型で 0.43 であるため、顕著な違いは見られない。

vN_a を接合面の面積 A_j で除した値を、 vN_a による接合面の平均圧縮応力度 ${}_a\sigma_0$ とすると、 ${}_a\sigma_0$ は次式で算定される。

$${}_a\sigma_0 = vN_a/A_j \quad (5-7)$$

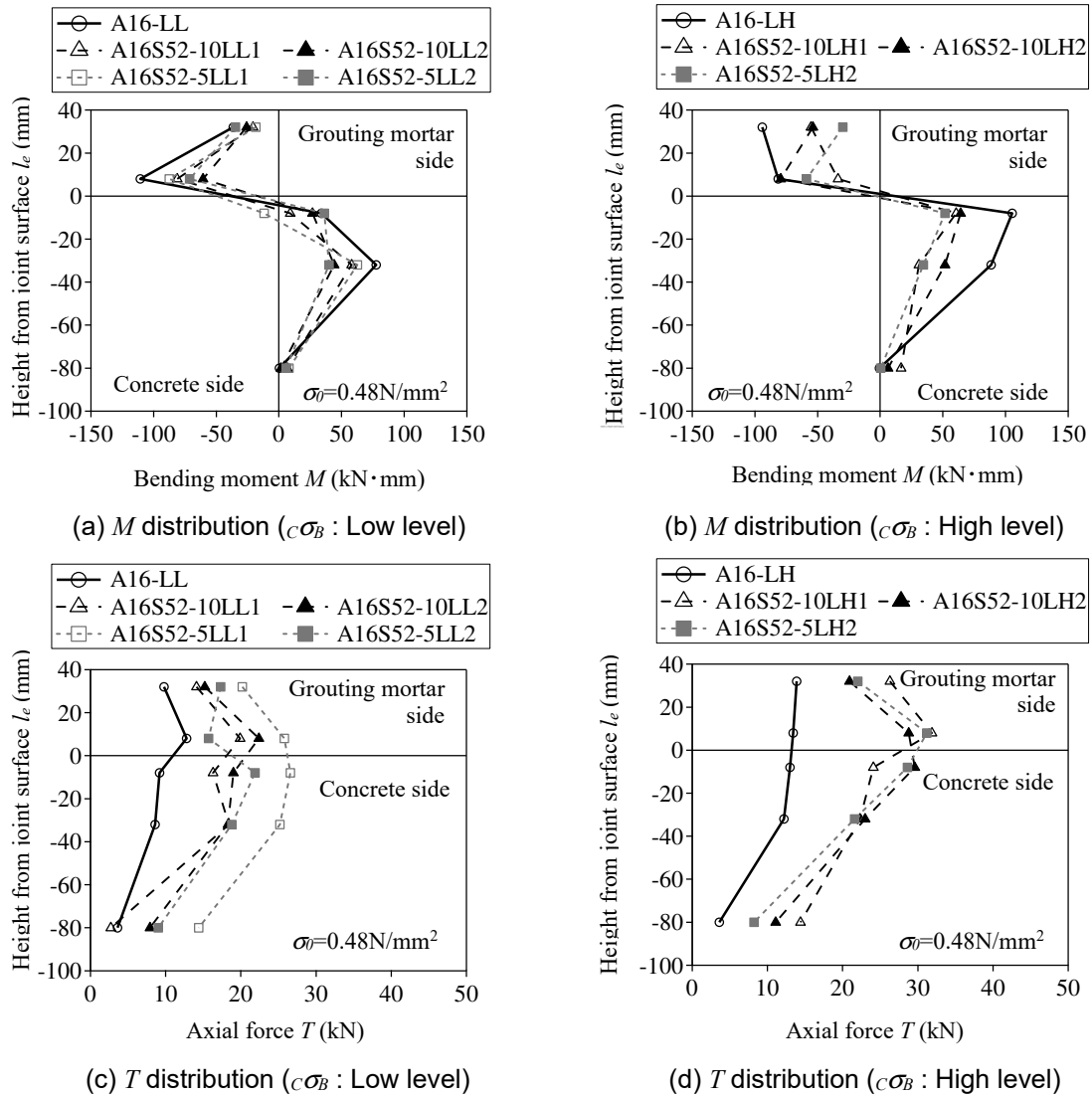


Fig.5-12 Strain distribution

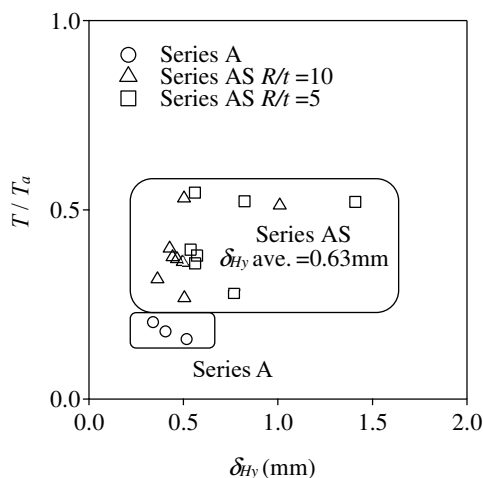


Fig.5-13 $T/T_a - \delta_{Hy}$ relation

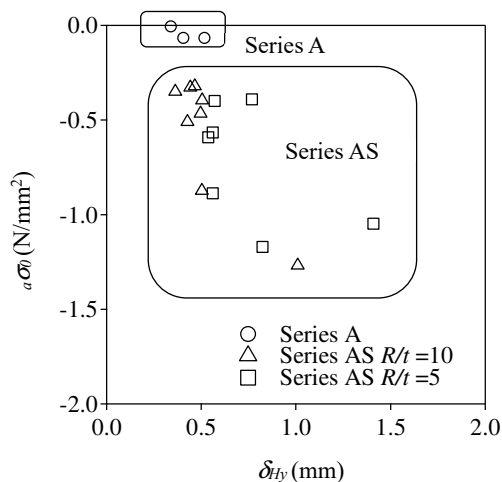


Fig.5-14 $a\sigma_0 - \delta_{Hy}$ relation

アンカー筋に生じる軸力 T の鉛直成分 vN_a による接合面の平均圧縮応力度 $a\sigma_0$ - アンカー筋の降伏時の応力 σ_y に達した時のせん断変位 δ_{Hy} 関係を Fig.5-14 に示す。 $l_e = 0.5d_a$ のアンカー筋のひずみは接合面に近く、ひずみが大きく変動する箇所であることや計測位置の若干のずれ等によりばらつきは見られるが、AS シリーズの $a\sigma_0$ の平均値は -0.60N/mm^2 であり、A シリーズの $a\sigma_0$ は -0.05N/mm^2 であった。これより A シリーズの $a\sigma_0$ は非常に小さい値であるが、併用時の $a\sigma_0$ はせん断力に影響するほど大きな値を呈している。また、 δ_{Hy} においても $a\sigma_0$ と同様の理由でばらつきが生じていると思われるが、実験パラメータによる明確な違いが見られないことから、以降の検討はこのばらつきを含めて評価する。

5.4.2 あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した試験体の正負交番繰り返し載荷実験

(1) 荷重-せん断変位関係

本 5.4.2 項(1)では、載荷方法を正負交番繰り返し載荷とした場合の実験結果において考察する。Fig.5-15 に載荷方法を正負交番繰り返し載荷とした時の荷重 Q - せん断変位 δ_H 関係を示す。全ての試験体において $\delta_H = \pm 1\text{mm}$ のサイクルで最大荷重を迎え、 $\delta_H = \pm 2\text{mm}$ のサイクルでは、荷重低下が見られる。また、同図(b), (c)で σ_0 による比較をすると、 σ_0 が大きい方がせん断力は大きい傾向を示している。ここで、 $\delta_H = +2\text{mm}$ 時の試験体の状況を Photo 5-4 に示す。なお、あと施工アンカーを配置したことから、既存部と補強部を離間して接合面を直接確認することができないため、外観の目視による破壊状況を観察した。中央付近の既存部に生じたひび割れは、あと施工アンカーを配置した場所であることから、あと施工アンカーによるものと推察される。また、西側と東側に生じたひび割れは、円柱状シアキーの支圧抵抗によるひび割れと思われる。3章の Photo 3-3 の円柱状シアキーのみを配置した試験体では、外観からひび割れが観察されなかった

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.4 実験結果及び接合面の力学挙動

ことより、あと施工アンカーと併用することで、円柱状シアキーの支圧抵抗によるせん断力が増大していると思われる。

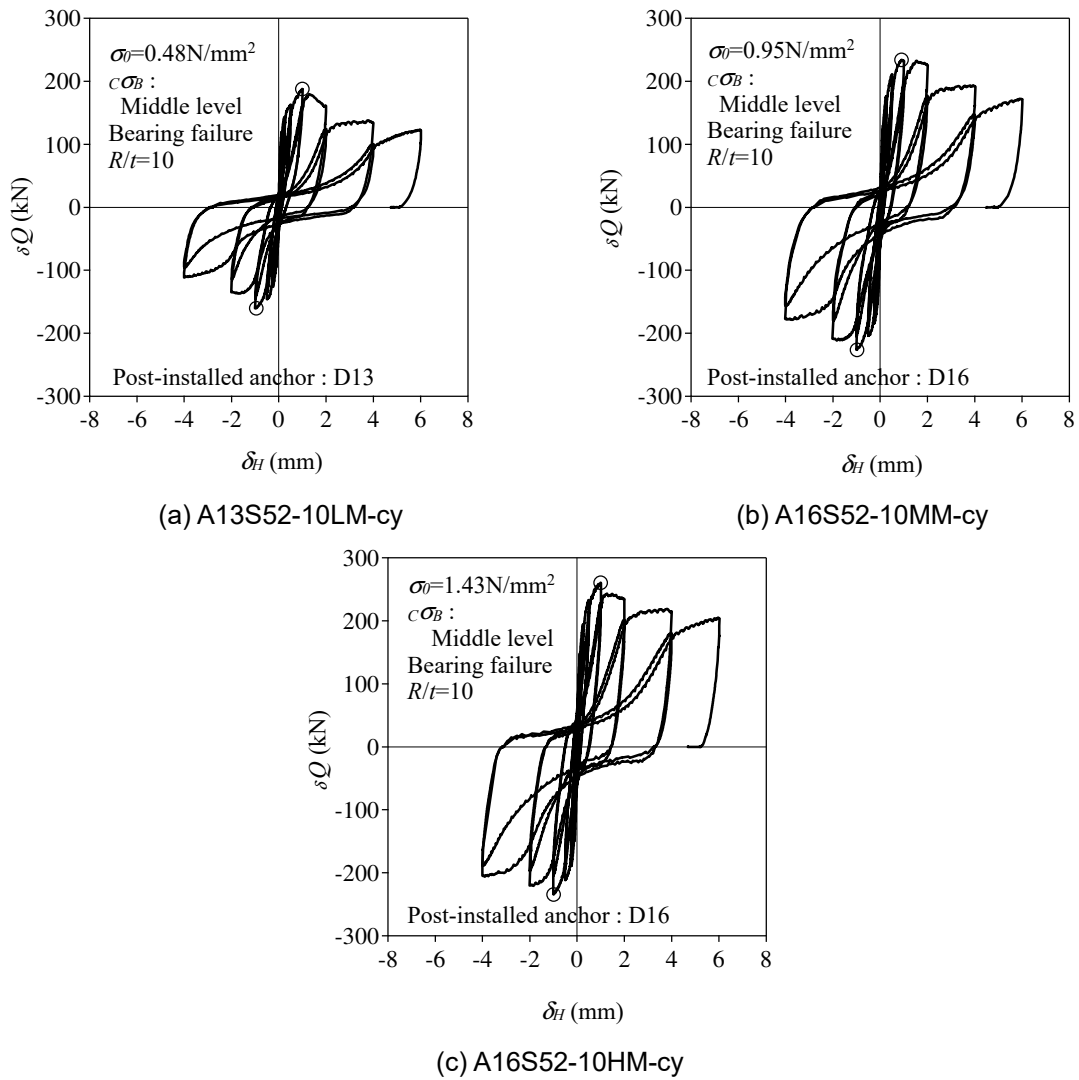


Fig.5-15 Load – displacement ($\delta Q - \delta_H$) relations
 (Cyclic loading)

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.4 実験結果及び接合面の力学挙動

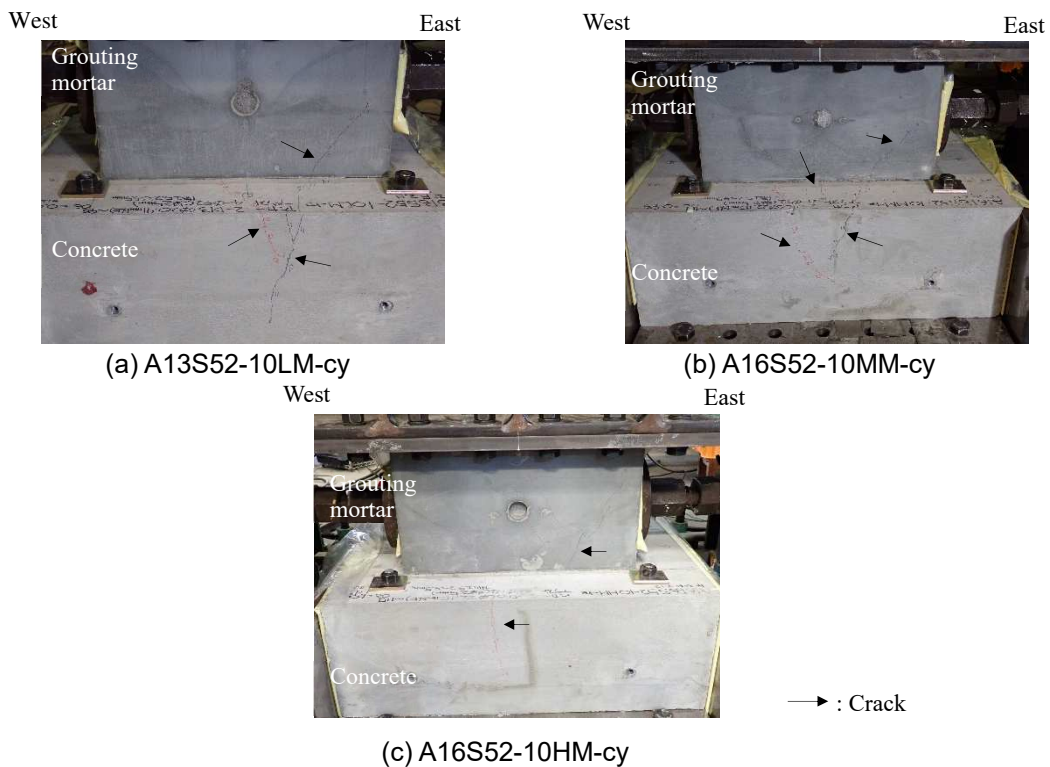


Photo 5-4 Situation of specimens when $\delta_H = +2\text{mm}$
(Combination of cylindrical shear-key and post-installed anchor)

(2) 修正前モデルとの比較

載荷方法を正負交番繰り返し載荷とし、あと施工アンカーと円柱状シアキーそれぞれ単独で用いた場合のせん断力 δQ -せん断変位 δ_H 関係を、単に累加した修正前モデルと実験値を比較する。ただし、2.5.4項の式(2-20)に示すように、あと施工アンカーが負担するせん断力 δQ_a は、載荷方法の違いによるせん断力の低減係数 $c_a K_a = 0.8$ を乗じた値を用いる。Fig.5-16に包絡線と修正前モデルの比較を示す。同図を見ると単調載荷の試験体同様に、修正前モデルは、実験値より小さい目の値を推移していることがわかる。

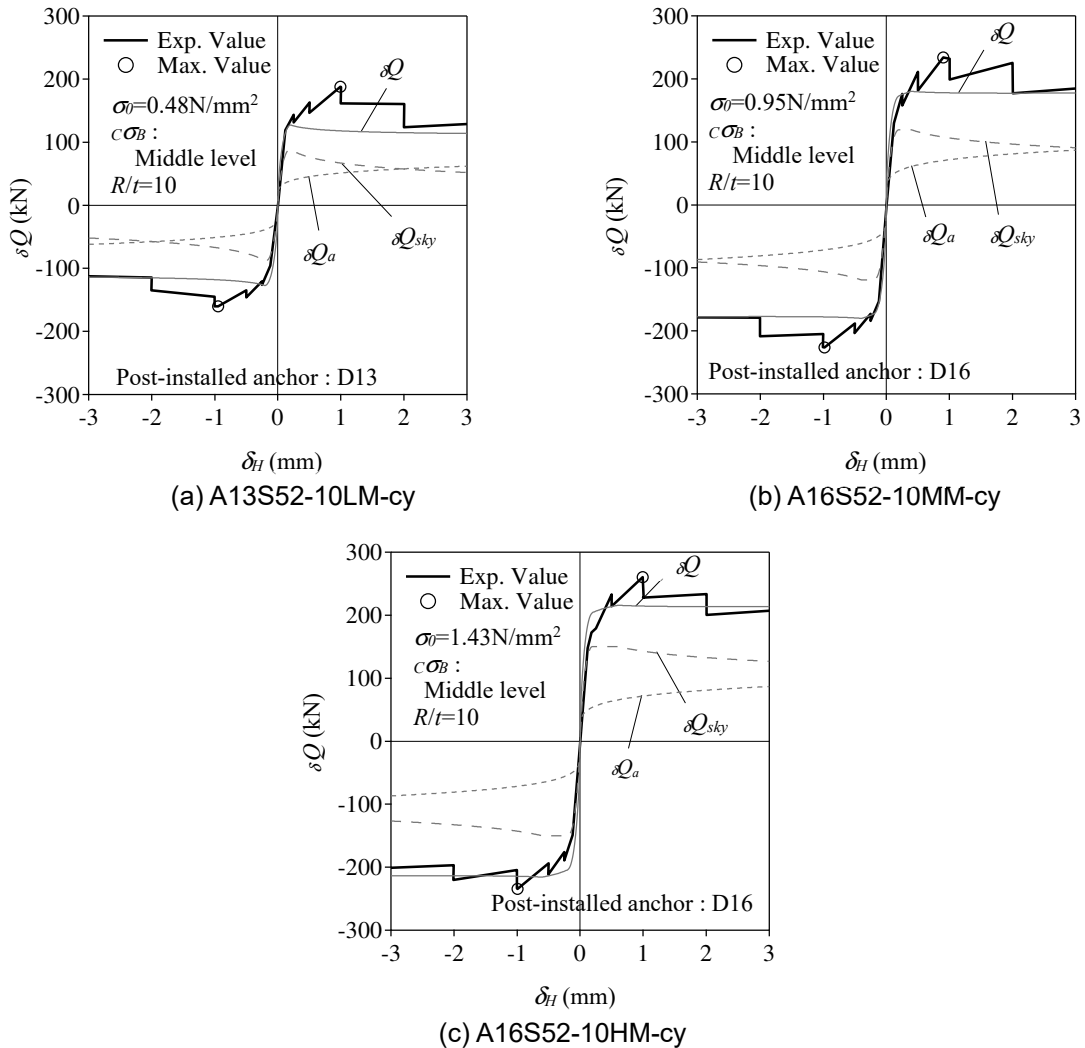


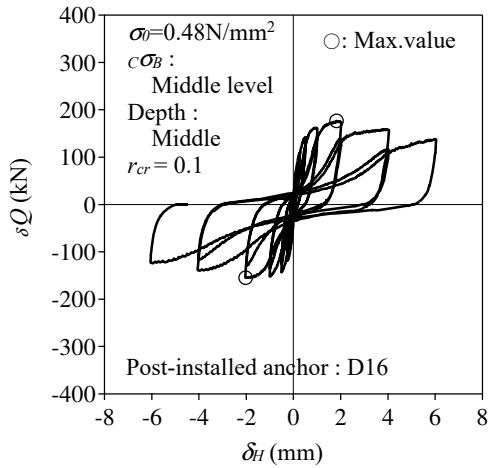
Fig.5-16 Shear force – shear displacement ($\delta Q - \delta_H$) envelope relation of pre-modified model (Cyclic loading)

5.4.3 あと施工アンカーとチップングを併用した試験体の正負交番繰り返し 載荷実験

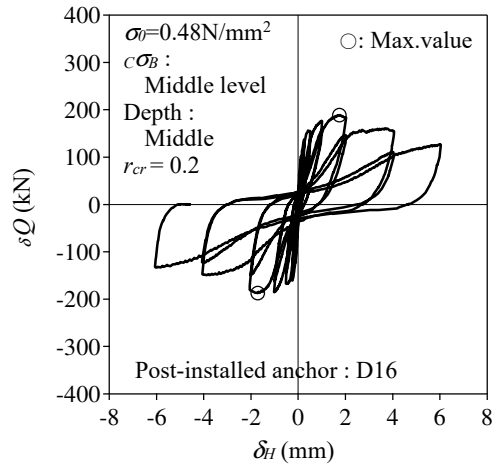
(1) 荷重-せん断変位関係

本5.4.3項(1)では、あと施工アンカーとチップングを併用した実験の結果を述べる。Fig.5-17a, 5-17b に載荷方法を正負交番繰り返し載荷とした時の荷重 δQ - せん断変位 δ_H 関係を示す。目荒らし面積比 r_{cr} によらず $\delta_H=1\sim 2\text{mm}$ のサイクルで最大荷重を迎え、その後は荷重低下が見られた。また、 r_{cr} が大きい程、ポストピーク領域の荷重低下は大きいことが観察される。これは、 r_{cr} が大きくなるとあと施工アンカーが負担するせん断力に対し、チップングが負担するせん断力の割合が大きくなることから、あと施工アンカーのダウエル効果による荷重増加量より、チップングの荷重低下領域による荷重低下量が大きいためと考えられる。

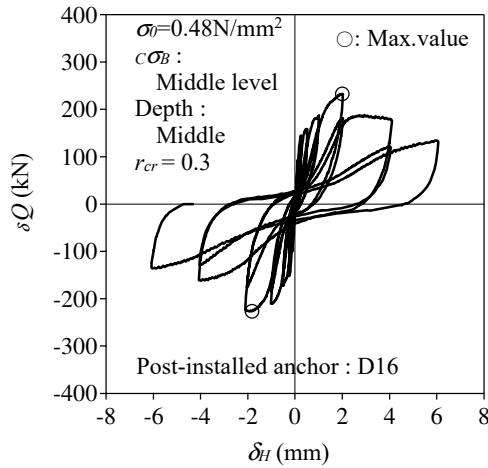
第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.4 実験結果及び接合面の力学挙動



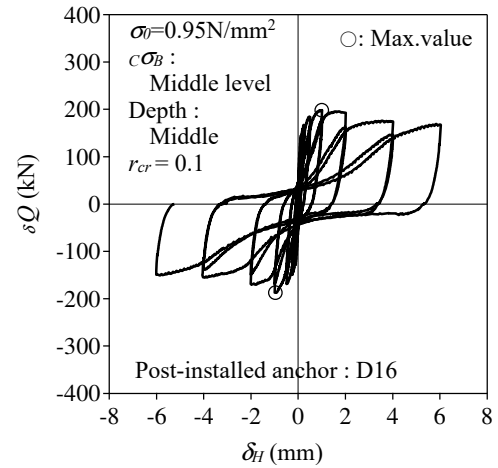
(a) A16CH-M10LM-cy



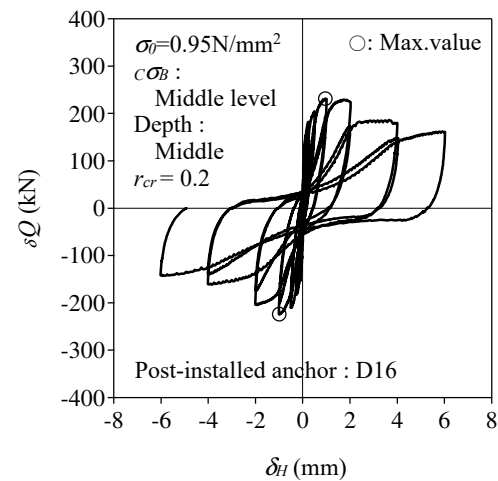
(b) A16CH-M20LM-cy



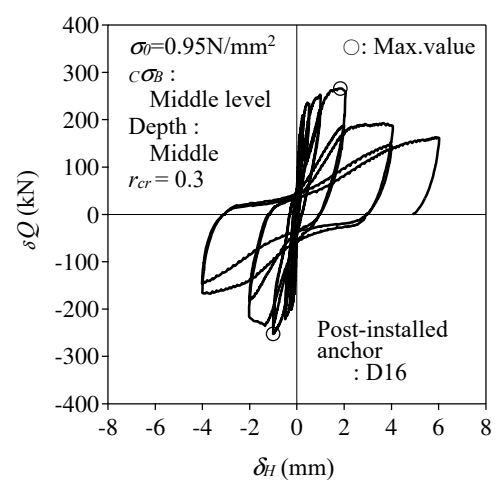
(c) A16CH-M30LM-cy



(d) A16CH-M10MM-cy



(e) A16CH-M20MM-cy



(f) A16CH-M30MM-cy

Fig.5-17a Load – displacement ($\delta Q - \delta_H$) relations (Cyclic loading)

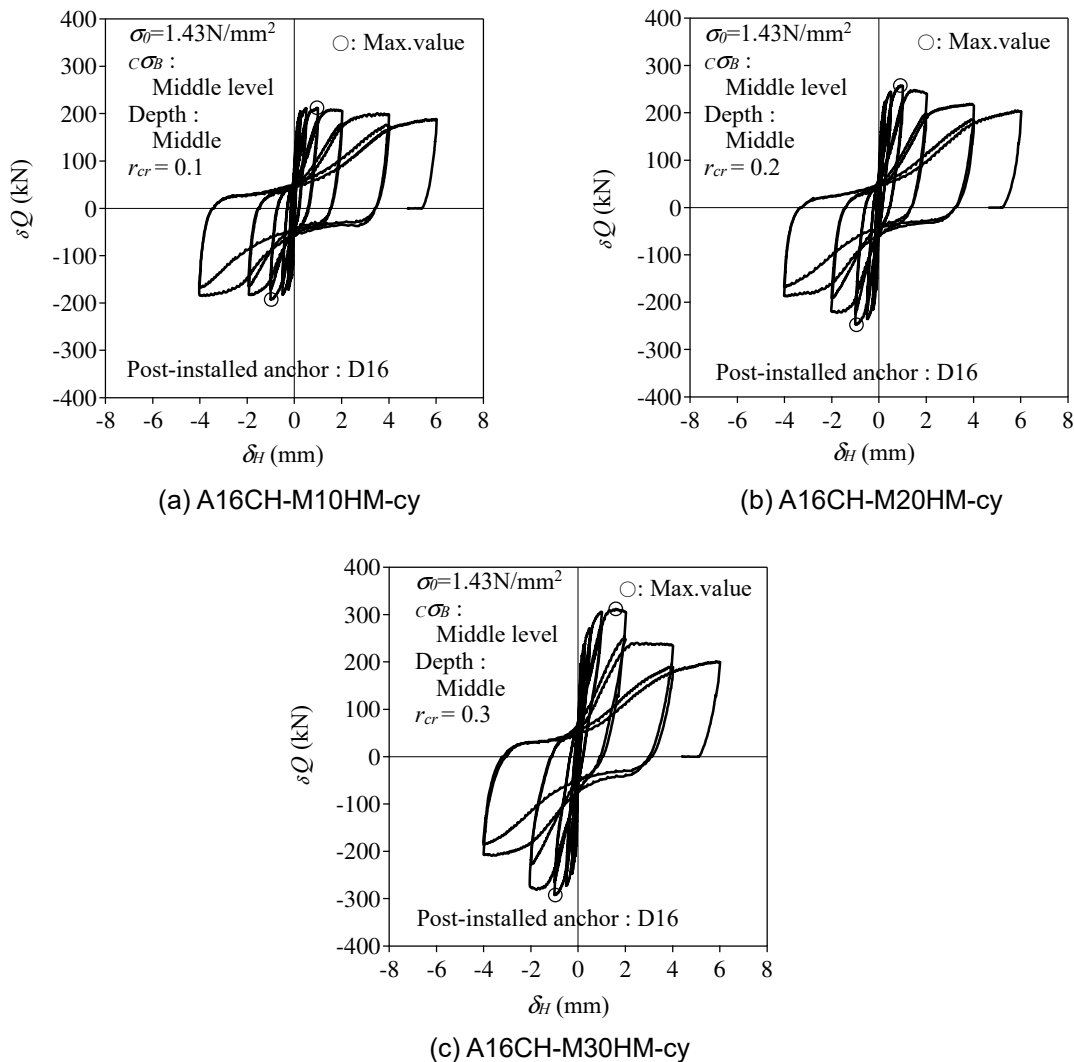


Fig.5-17b Load – displacement ($\delta Q - \delta_H$) relations (Cyclic loading)

ここで、 $\delta_H = +2 \text{ mm}$ 時の試験体の状況を Photo 5-5 に示す。 r_{cr} が大きくなるに連れて、ひび割れが増大していることが窺える。また、同写真の(b)及び(f)に着目すると、前 5.4.2 項の Photo 5-4 であと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した試験体より、ひび割れが分散しているように見える。このことから、それぞれの単体目荒らし部が支圧抵抗していると考えられる。改めて Fig.5-17b を見ると、 r_{cr} が大きくなるに連れて最大せん断力は大きくなるが、最大荷重後の低下も大きいことから、接合面全体のせん断力の中で、チップングが負担するせん断力は、定性的に大きい割合を占めていると思われる。

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.4 実験結果及び接合面の力学挙動

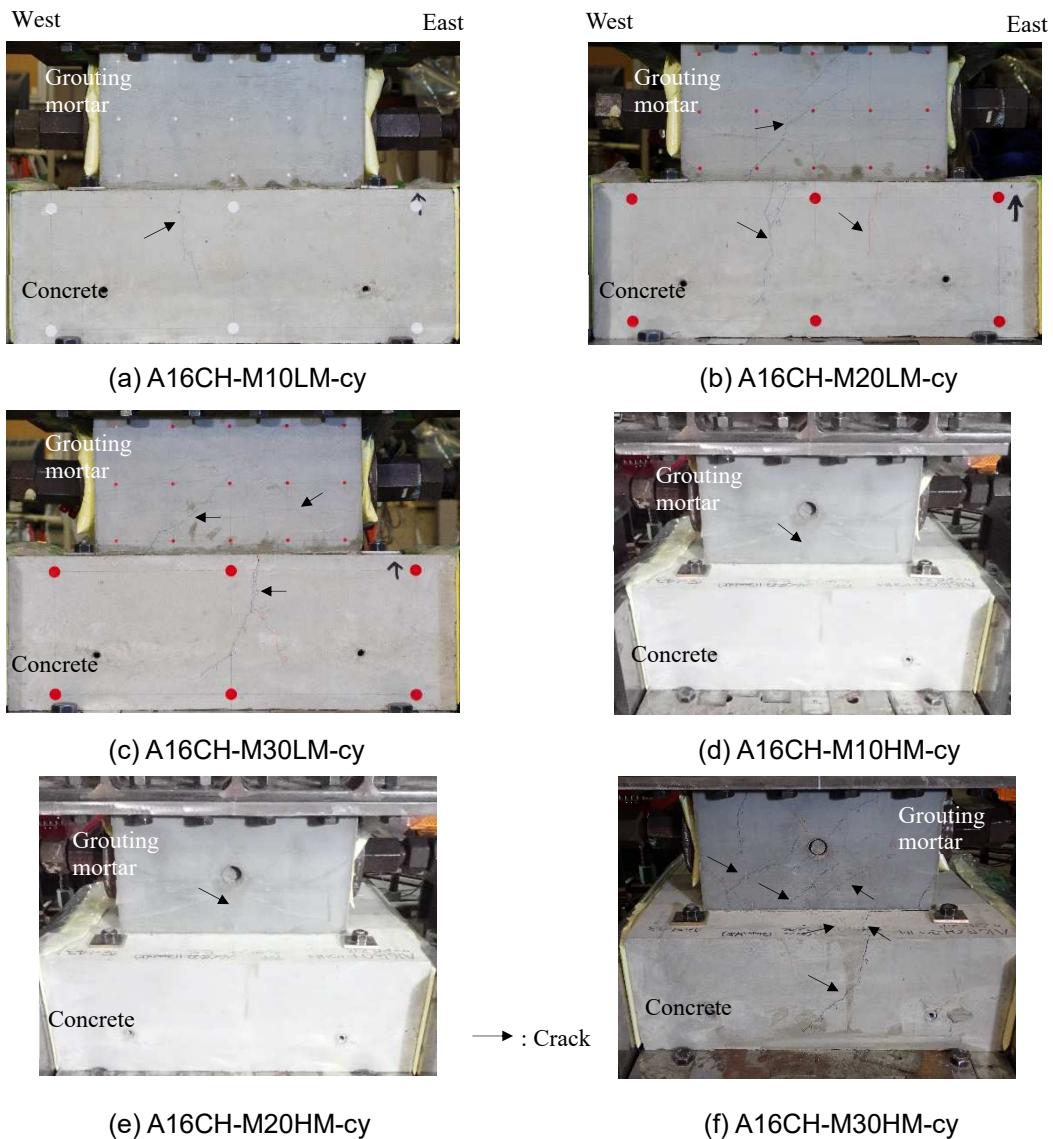


Photo 5-5 Status of specimens when $\delta_H = +2\text{mm}$
(Combination of chipping and post-installed anchor)

(2) 修正前モデルとの比較

4章で構築したあと施工アンカーとチップングそれぞれ単独で用いた場合のせん断力 Q -せん断変位 δ_H 関係を、単に累加した修正前モデルと実験値を比較する。ただし Q_a は、前5.4.2項(2)と同様に ${}_0K_a=0.8$ を乗じた値を用いる。Fig.5-18に包絡線と修正前モデルの比較を示す。同図より修正前モデルと実験値は、最大荷重時の変位に差が生じていることや、修正前モデルは、実験値より低めの値を推移している。

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.4 実験結果及び接合面の力学挙動

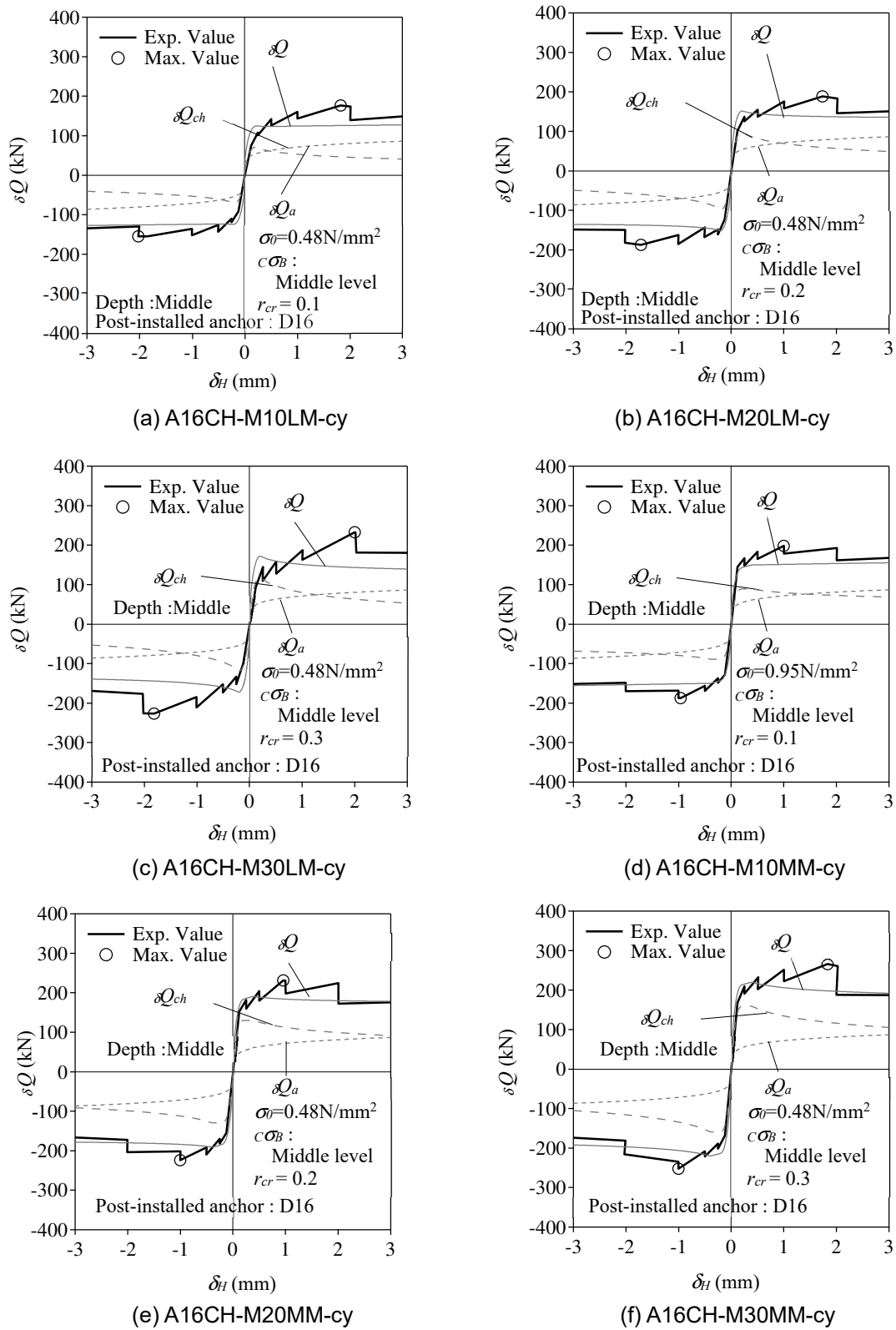


Fig.5-18a Shear force – shear displacement ($\delta Q - \delta_H$) envelope relation of pre-modified model (Cyclic loading)

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.4 実験結果及び接合面の力学挙動

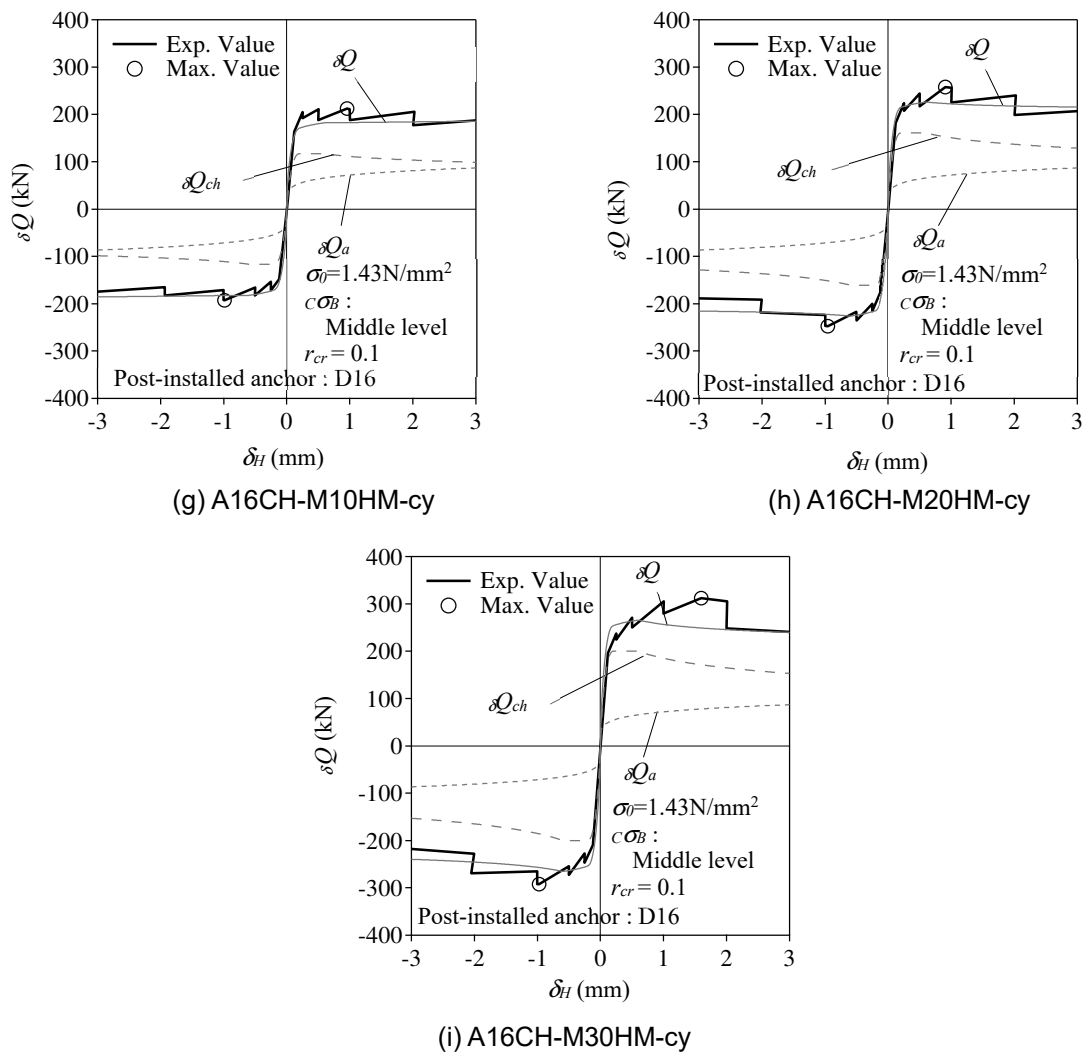


Fig.5-18b Shear force – shear displacement ($\delta Q - \delta_H$) envelope relation of pre-modified model (Cyclic loading)

5.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式

本5.5節では、はじめにあと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した試験体で載荷方法を単調載荷とした場合のせん断力 - せん断変位関係の評価式を構築し、その後正負交番繰り返し載荷におけるせん断力 - せん断変位関係の包絡線の評価式を構築する。続いて、この評価式を基本として、あと施工アンカーとチッピングを併用した場合の評価式を構築する。

5.5.1 あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価式

(1) 単調載荷

修正モデルのせん断変位 δ_H 時の接合面のせん断力 ${}^c\delta Q$ は、 ${}^c\delta Q_a$ と ${}^c\delta Q_{sky}$ の変形を考慮した累加が成立すると考えると、次式のように表せる。

$${}^c\delta Q = {}^c\delta Q_a + {}^c\delta Q_{sky} \quad (5-8)$$

はじめに、修正モデルにおけるあと施工アンカーのせん断力 ${}^c\delta Q$ - せん断変位 δ_H 関係を検討するため、併用時におけるあと施工アンカーが負担するせん断力の低下率 ${}^c\delta Q_a / \delta Q_a$ の値を推定する。一般に引張応力とせん断応力の組み合わせ応力を受ける構造部材の設計で用いられる次式が、あと施工アンカーの耐力評価にも用いられる^{5-3),5-5)}。

$$\left(\frac{T}{T_a}\right)^{c\alpha} + \left(\frac{Q_y}{Q_a}\right)^{c\alpha} = 1 \quad (5-9)$$

ここに、 Q_a はあと施工アンカーのせん断耐力、 Q_y はせん断変位 δ_{Hy} 時のあと施工アンカーが負担するせん断力、 $c\alpha$ は係数である。

Fig.5-13よりASシリーズの δ_{Hy} の平均値は0.63mmであり、この時の $c\alpha$ は0.75~1.00程度⁵⁻⁵⁾であると報告されている。これから、 Q_y/Q_a を式(5-9)より算定するとASシリーズの Q_y/Q_a はAシリーズの約0.7倍となるため、ここでは ${}^c\delta Q_a$ を次式に示すように2.5節で構築した δQ_a に0.7を乗じて検討を試みる。

$${}^c\delta Q_a = 0.7 \delta Q_a \quad (5-10)$$

続いて修正モデルにおける円柱状シアキーのせん断力 ${}^c\delta Q_{sky}$ - せん断変位 δ_H 関係について述べる。 δ_{Hy} 時の N_{sky} は式(5-2)から算定され、併用時の接合面の平均圧縮応力度 ${}^c\sigma_0$ 及び円柱状シアキーに作用する平均圧縮応力度 ${}^c\sigma'_0$ は、それぞれ式(5-11)と式(5-12)から求められる。

$${}^c\sigma_0 = \sigma_0 - a\sigma_0 \quad (5-11)$$

$${}^c\sigma'_0 = \frac{N_{sky}}{pA_{sky}} = \frac{N - a\sigma_0 \cdot A_j}{pA_{sky}} \quad (5-12)$$

5.4.1項(2)で求めた $a\sigma_0 = -0.60\text{N/mm}^2$ を用い、3.5節及び3.6節で構築した円柱状シアキーのせ

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.5 セン断力 - セン断変位関係の評価式

せん断耐力式とせん断力 δQ_{sky} - セン断変位 δ_H 関係の評価式の σ_0 を ${}^c\sigma_0$ に、 σ_0' を ${}^c\sigma_0'$ にそれぞれ代入する。また、5.4.1項(1)で述べた通り、併用時の力学挙動は比較的緩やかに $\delta_H=1\text{mm}$ 近傍まで荷重が増大していることから、併用時の δ_{max1} は単独時より大きくなっていると推察される。このことに関連して、既往の研究でも同様の傾向が報告されている。奥山らの研究⁵⁻⁸⁾では、チップングによる目荒らしが、微小凹凸面に作用する接触応力を用いてモデル化されている。ここで目荒らし単独の場合には、接触応力のピーク時の変位(本論文の δ_{max1} に該当する)が 0.08mm とされているが、あと施工アンカーと併用した場合には、 0.8mm に修正されている。この修正により、過大に評価していた剛性が改善され、実験値の再現精度が向上したと報告されている⁵⁻⁸⁾。ここでFig.5-7及びFig.5-8を改めて観察すると、5.4.1項(1)で述べた通り、修正前モデルは実験値と比較して剛性が高く評価されている。このことより、あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合の δ_{max1} も、単独時の 0.2mm より大きな値となることが推測される。そこで、アンカー筋の降伏領域に達するまで、円柱状シアキーの力学挙動が荷重漸増領域にあると考えると、併用時の δ_{max1} はASシリーズの δ_{Hy} の平均値 0.63mm となり、奥山らの研究と同様の傾向となる。

以上を整理すると併用時の円柱状シアキーのせん断力 ${}^c\delta Q_{sky}$ - セン断変位 δ_H 関係はFig.5-19のように表せる。Fig.5-19に併用時の円柱状シアキーのせん断力 - セン断変位関係の概念を示す。ここで、同図に示す各領域の開始点が逆転しないこと、つまり δ_{max1} が δ_{max2} より大きな値とならないように、併用時の円柱状シアキーの $\delta_{max1}=0.63\text{mm}$ (ただし、 $\delta_{max1} \leq \delta_{max2}$)は次式に示すよう定める。

$$\delta_{max1} = \min(0.63, \delta_{max2}) \quad (5-13)$$

ここで、併用時の接合面の軸応力状態を整理すると、修正モデルは下記の条件により算定される。

- 1)修正モデルのあと施工アンカーのせん断力 ${}^c\delta Q_a$ - セン断変位 δ_H 関係は、 ${}^c\delta Q_a=0.7\delta Q_a$ として求める。
- 2)修正モデルの円柱状シアキーのせん断力 ${}^c\delta Q_{sky}$ - セン断変位 δ_H 関係は、修正前モデルの円柱状シアキーのせん断力 δQ_{sky} - セン断変位 δ_H 関係の評価式における σ_0 を ${}^c\sigma_0$ に、 σ_0' を ${}^c\sigma_0'$ に各々置換して求める。また、 δ_{max1} は式(5-13)により算定される。

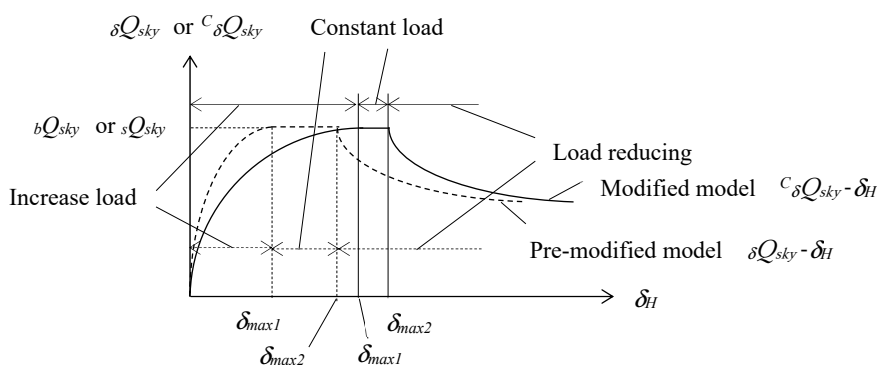


Fig.5-19 Concept of shear force -shear displacement relation of cylindrical shear-key using combination

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式

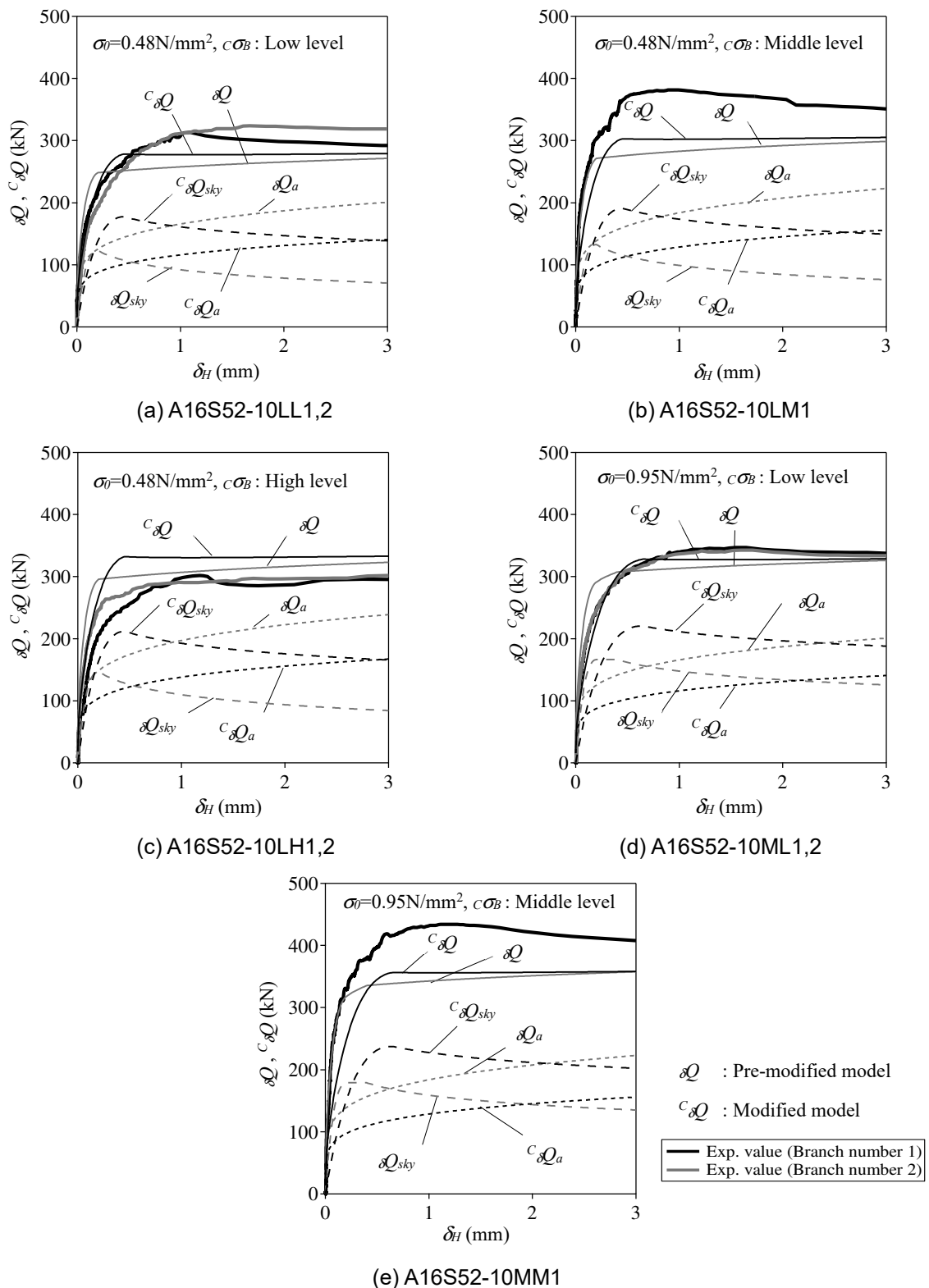


Fig.5-20 Comparison of pre-modified model and modified model of shear force – shear displacement relation
 (Bearing failure $R/t=10, R=52\text{mm}$, Monotonic loading)

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式

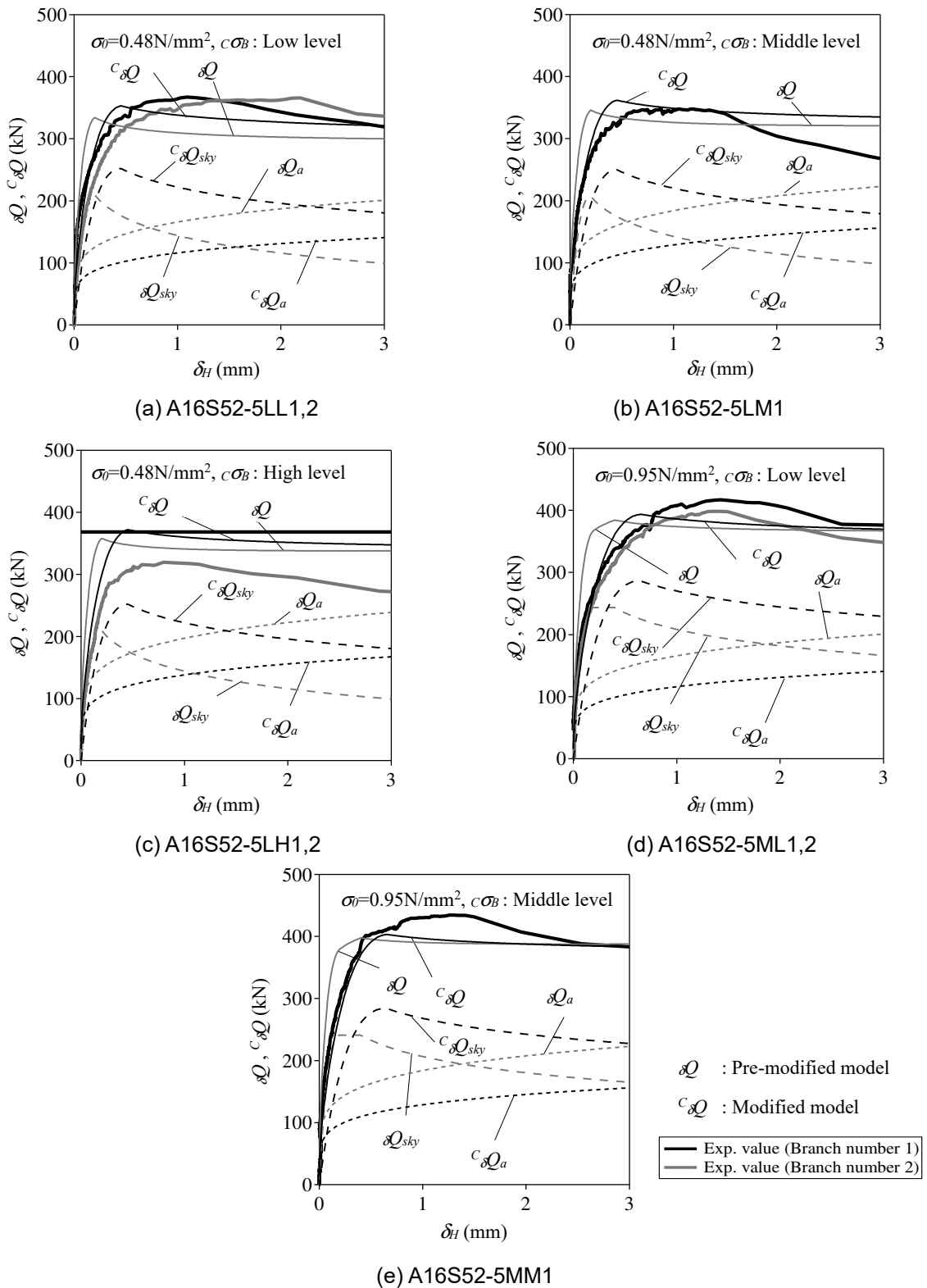


Fig.5-21 Comparison of pre-modified model and modified model of shear force – shear displacement relation
 (Shear-off failure $R/t=5$, $R=52\text{mm}$, Monotonic loading)

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式

実験値と修正モデルによる計算値を比較する。まず、Fig.5-20 及び Fig.5-21 にそれぞれ $R/t=10$ と $R/t=5$ の修正モデルのせん断力 ${}^c\delta Q$ - せん断変位 δ_H 関係と、修正前モデルのせん断力 δQ - せん断変位 δ_H 関係の比較を示す。試験体によりばらつきが生じているが、 ${}^c\delta Q$ - δ_H と δQ - δ_H 関係を比較すると、 $\delta_H=0.5\text{mm}$ 近傍までの剛性と耐力は、修正モデルである ${}^c\delta Q$ - δ_H 関係の方が、修正前モデルの δQ - δ_H 関係より実験値に近い値を推移していることが観察される。また、 ${}^c\delta Q_{sky}$ は ${}_a\sigma_0$ の影響で δQ_{sky} より大きい値を、 ${}^c\delta Q_a$ は T の影響で δQ_a より小さい値となる。

次に実験値と修正モデルによる計算値の相関性を数値的に検証する。 $R/t=10$ 及び $R/t=5$ としたせん断力における $0.1 \leq \delta_H \leq 2\text{mm}$ の範囲における 0.1mm 刻みの各点の実験値と計算値の比較を Fig.5-22 と Fig.5-23 に示す。また、実験値を計算値で除した値の平均値と標準偏差、及び相関係数を図に併記する。

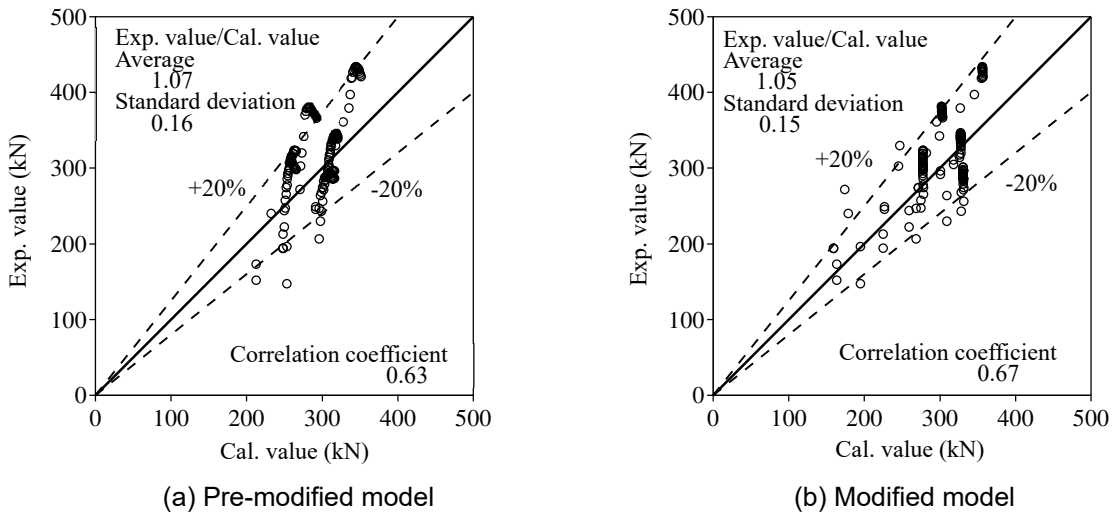


Fig.5-22 Comparison of experimental and calculated value of shear force (Bearing failure $R/t=10$, 0.1 mm increments in range of $0.1 \leq \delta_H \leq 2\text{ mm}$, Monotonic loading)

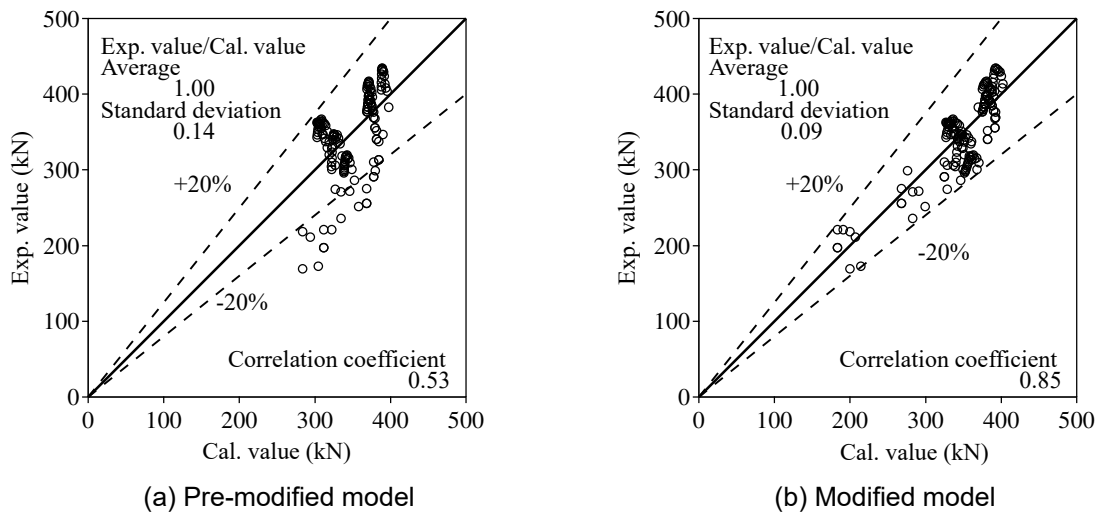


Fig.5-23 Comparison of experimental and calculated value of shear force (Shear-off failure $R/t=5$, 0.1 mm increments in range of $0.1 \leq \delta_H \leq 2\text{ mm}$, Monotonic loading)

Fig.5-22 に示す $R/t=10$ の結果を見ると、修正モデルの相関係数は 0.67 となり、修正前モデルの 0.63 から向上しており、平均値と標準偏差から計算値が実験値の $\pm 20\%$ 以内に納まる確率は、0.75 から 0.81 に上昇している。同様に Fig.5-23 に示す $R/t=5$ の結果を観察すると、修正モデルの相関係数は 0.85 となり、修正前モデルの 0.53 から大きく向上している。また、平均値と標準偏差から計算値が実験値の $\pm 20\%$ 以内に納まる確率は、0.85 から 0.98 に上昇している。このことから、修正モデルの剛性や耐力は、修正前モデルより実験値に近づいたと判断される。

設計では、地震力に対して行うため、正負交番繰り返し载荷の値を用いて評価することになるが、ここでは単調载荷においても検討を行っておく。Fig.5-22(b)に示すように、円柱状シアキーの $R/t=10$ とした支圧破壊型の試験体において、実験値が修正モデルの計算値の 0.8 倍以上となる確率は 0.96 であることから、設計値は計算値の 0.8 を用いることが妥当である。

(2) 正負交番繰り返し载荷

正負交番繰り返し载荷による修正モデルのせん断変位 δ_H 時の接合面のせん断力 ${}^c\delta Q$ は、载荷方法によるせん断力の低減係数 ${}^cK_a=0.8$ を考慮する。また、円柱状シアキーでは単調载荷と正負交番繰り返し载荷により顕著な違いが見られないことから、正負交番繰り返し载荷による低減係数は考慮しない。つまり、前 5.5.1 項(1)で構築したせん断力 ${}^c\delta Q$ - せん断変位 δ_H 関係と比較すると、 ${}^c\delta Q_a$ のみが 0.8 倍となる。

Fig.5-24 に修正モデルのせん断力 ${}^c\delta Q$ - せん断変位 δ_H 関係と、修正前モデルのせん断力 δQ - せん断変位 δ_H 関係の比較を示す。 ${}^c\delta Q$ - δ_H と δQ - δ_H 関係を比較すると、単調载荷と同様に $\delta_H=0.5\text{mm}$ 近傍までの剛性と耐力は、修正モデルである ${}^c\delta Q$ - δ_H 関係の方が、修正前モデルの δQ - δ_H 関係より実験値に近い値を推移している。また、修正モデルは $\delta_H=\pm 1\text{mm}$ 、2mm のサイクルにおける実験値より小さい値となっているものの、実験値には修正前モデルより近い値を示している。そこで、実験値と修正モデルによる計算値の相関性を数値的に検証する。せん断力による $\delta_H=\pm 2\text{mm}$ のサイクルまでにおける各サイクルの 1 回目のピーク値及び最大値とその計算値の比較を Fig.5-25 に示す。修正モデルの相関係数は正加力で 0.93、負加力で 0.91 となり、修正前モデルの正加力で 0.67、負加力で 0.83 から共に大きく向上しており、平均値と標準偏差から計算値が実験値の $\pm 20\%$ 以内に納まる確率は、正側で 0.55 から 0.79、負側で 0.72 から 0.81 にそれぞれ上昇している。このことから、修正モデルの剛性や耐力の精度は、修正前モデルより向上したと言える。

また、前(1)で述べたように設計に適用することを考えると、Fig.5-25(b)及び(d)より実験値が修正モデルの計算値の 0.8 倍以上となる確率は、正側で 1.0、負側で 0.97 である。このことから、正負交番繰り返し载荷においても、設計値は計算値の 0.8 を用いることで十分な安全を有した設計が可能となる。

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式

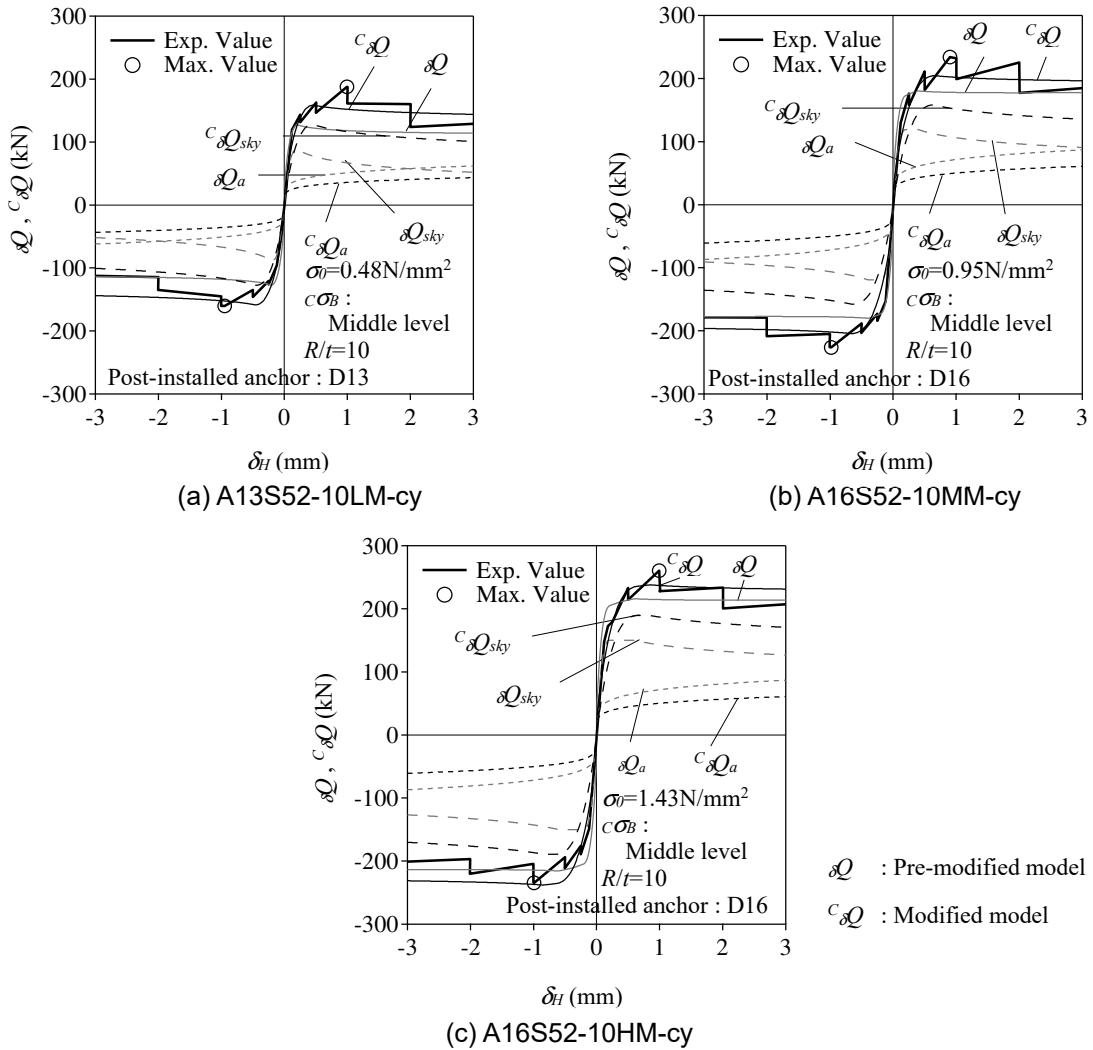
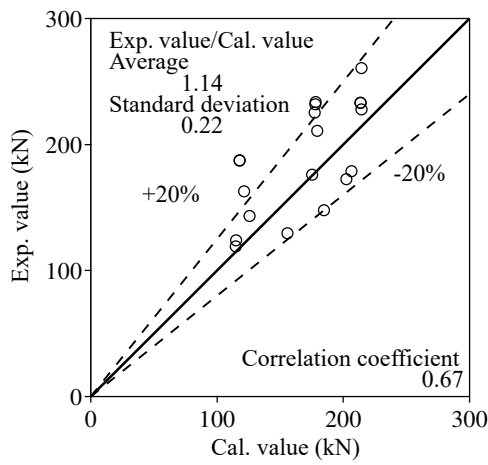
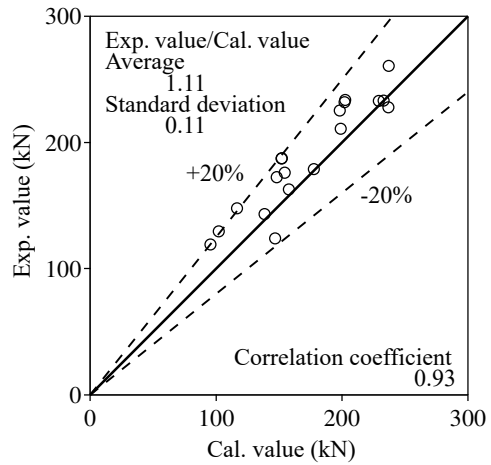


Fig.5-24 Comparison of pre-modified model and modified model of shear force – shear displacement relation (Cyclic loading)

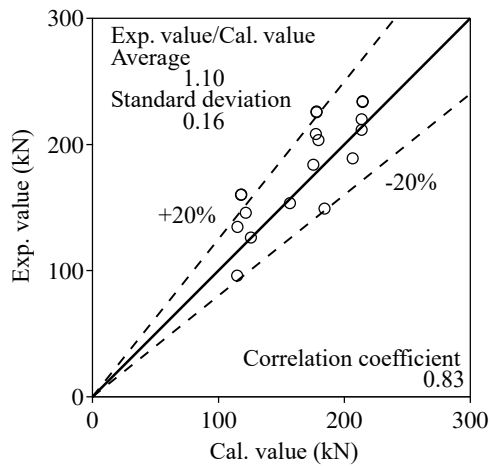
第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式



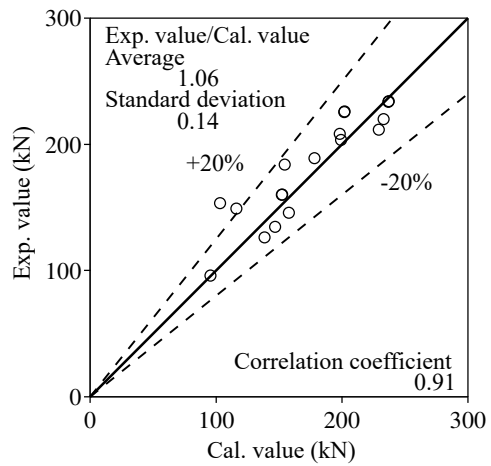
(a) Pre-modified model (Positive)



(b) Modified model (Positive)



(c) Pre-modified model (Negative)



(d) Modified model (Negative)

Fig.5-25 Comparison of experimental and calculated value of shear force (Cyclic loading)

5.5.2 あと施工アンカーとチップングを併用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価式

本 5.5.2 項ではあと施工アンカーとチップングを併用した場合のせん断力 ${}^c\delta Q$ - せん断変位 δ_H 関係について検討する。あと施工アンカーとチップングを併用した時の修正モデルのせん断変位 δ_H 時の接合面のせん断力 ${}^c\delta Q$ は、 ${}^c\delta Q_a$ と併用時にチップングが負担するせん断力 ${}^c\delta Q_{ch}$ の変形を考慮した累加が成立すると考えると、次式のように表せる。

$${}^c\delta Q = {}^c\delta Q_a + {}^c\delta Q_{ch} \quad (5-14)$$

まず ${}^c\delta Q_a$ は、前 5.5.1 項の円柱状シアキーの時と同様に、あと施工アンカーとチップングを併用することで、あと施工アンカー単独で用いた場合のせん断力 δQ_a の 0.7 倍と仮定する。更に載荷方法が正負交番繰り返し載荷であることから、 cK_a は 0.8 となる。

続いて、 ${}^c\delta Q_{ch}$ について述べる。基本となるチップングのせん断力 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の評価式は、4 章で構築したチップング単独時のものである。修正モデルの ${}^c\delta Q_{ch}$ - δ_H 関係は、この δQ_{ch} - δ_H 関係の評価式に、併用時の接合面の平均圧縮応力度 ${}^c\sigma_0$ 及びチップングに作用する平均圧縮応力度 ${}^c\sigma'_0$ を考慮する。前 5.5.1 項のそれぞれ式(5-11)と式(5-12)の円柱状シアキーの水平投影面積の合計 ${}^pA_{sky}$ を目荒らし面積 A_{cr} に置換すると、修正モデルで用いる ${}^c\sigma_0$ と ${}^c\sigma'_0$ は次式のように算定される。

$${}^c\sigma_0 = \sigma_0 - {}_a\sigma_0 \quad (5-15)$$

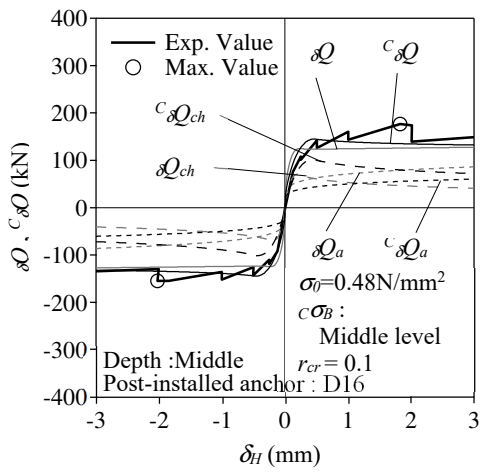
$${}^c\sigma'_0 = \frac{N - {}_a\sigma_0 \cdot A_j}{A_{cr}} \quad (5-16)$$

${}_a\sigma_0 = -0.60\text{N/mm}^2$ を用い、チップングのせん断耐力式と δQ_{ch} - δ_H 関係の評価式である式(4-30)の σ_0 を ${}^c\sigma_0$ に、式(4-29)及び式(4-31)の σ'_0 を ${}^c\sigma'_0$ にそれぞれ代入して ${}^c\delta Q_{ch}$ - δ_H 関係を算出する。

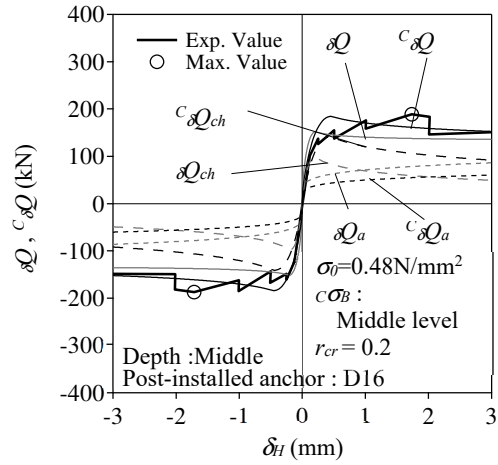
以上より算定された修正モデルと実験値を比較する。Fig.5-26a,b に修正モデルのせん断力 ${}^c\delta Q$ - せん断変位 δ_H 関係と、修正前モデルのせん断力 δQ - せん断変位 δ_H 関係の比較を示す。なお、併記している修正前モデルは、 ${}^cK_a=0.8$ を考慮した δQ_a と δQ_{ch} を単に累加したものである。同図を見ると、 $\delta_H=0.5\text{mm}$ 近傍までの剛性と耐力は、修正モデルである ${}^c\delta Q$ - δ_H 関係の方が、修正前モデルの δQ - δ_H 関係より実験値に近い値を推移している。しかしながら、実験値の最大荷重時のサイクルは、 $\delta_H=\pm 2\text{mm}$ であるが、修正モデルの最大荷重時の δ_H は $\pm 1\text{mm}$ 以下である。この差異は、チップングによるせん断力の負担割合が大きくなると、あと施工アンカーのダウエル効果による荷重増大より、チップングの最大荷重後の低下の方が大きくなることによる。この実験と計算による最大荷重時のせん断変位の差については、今後研究を重ねて検討していく予定である。

これらの課題はあるが、実験値と修正モデルによる計算値の相関性を検証する。 $\delta_H=\pm 2\text{mm}$ のサイクルまでにおける各サイクルの 1 回目のピーク値及び最大値とその計算値の比較を Fig.5-27 に示す。修正前モデルの相関係数は正加力で 0.80、負加力で 0.81 となり、比較的高い相関関係であるものの、修正モデルの相関係数は正加力で 0.86、負加力で 0.89 であり、修正モデルを

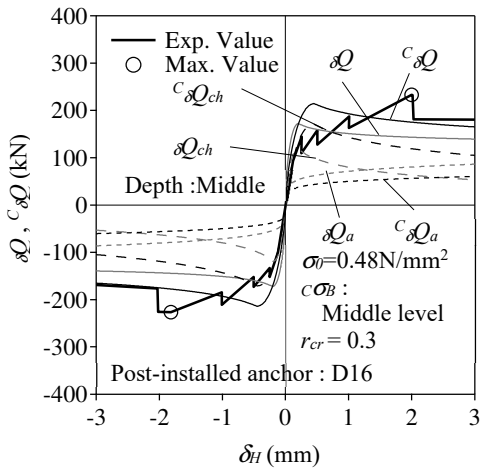
第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式



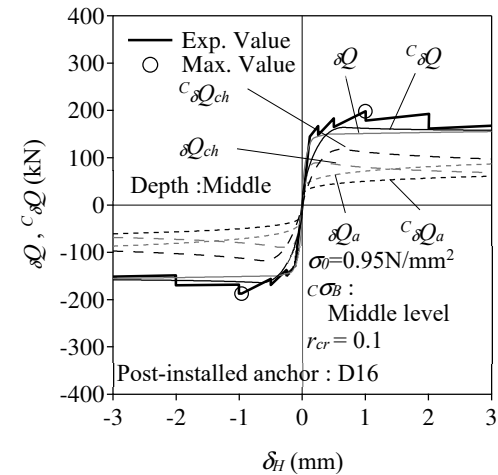
(a) A16CH-M10LM-cy



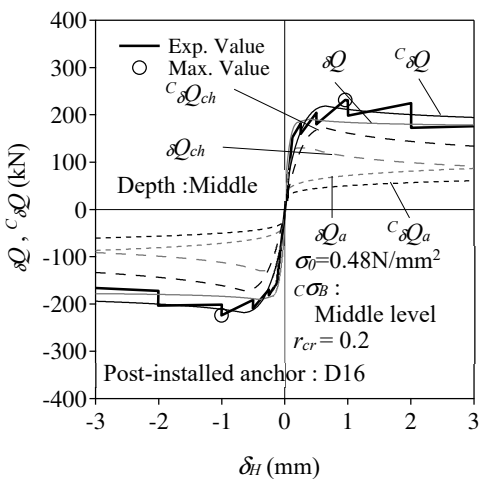
(b) A16CH-M20LM-cy



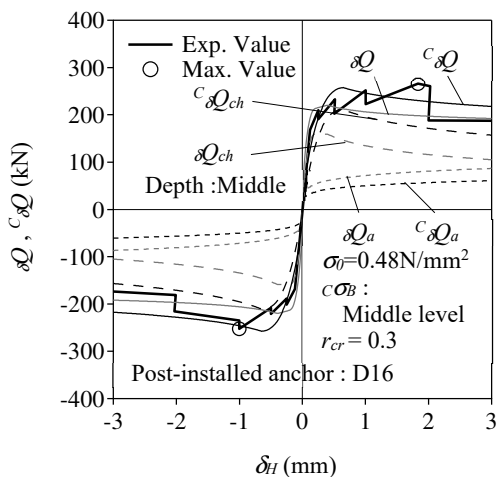
(c) A16CH-M30LM-cy



(d) A16CH-M10MM-cy



(e) A16CH-M20MM-cy



(f) A16CH-M30MM-cy

Fig.5-26a Comparison of pre-modified model and modified model of shear force – shear displacement relation (Cyclic loading)

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
5.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式

用いることで実験値を推定する精度は向上する。なお、平均値と標準偏差から計算値が実験値の±20%以内に納まる確率は、正加力で0.61から0.60でほぼ同じ値であるが、負加力では0.69から0.71に若干上昇している。

あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用したせん断力 - せん断変位関係の評価式を基本に構築した、あと施工アンカーとチップングを併用した評価式による計算値は、結果的に高い精度で実験値を推定することができた。つまり、チップングのせん断耐力式やせん断力 - せん断変位関係の評価式は、単独で用いた場合でも、あと施工アンカーを併用した場合でも、円柱状シアキーの支圧破壊型を基本にして構築することができる。

あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合の設計値と比較できるように、前5.5.1項(2)と同様の評価を行う。Fig.5-27(b)及び(d)より実験値が修正モデルの計算値の0.8倍以上となる確率は、正側で0.94、負側で0.95である。このことから、あと施工アンカーとチップングを併用した場合の修正モデルは実験値に対し、チップングにおいても円柱状シアキーと同程度の安全率を有していることがわかる。

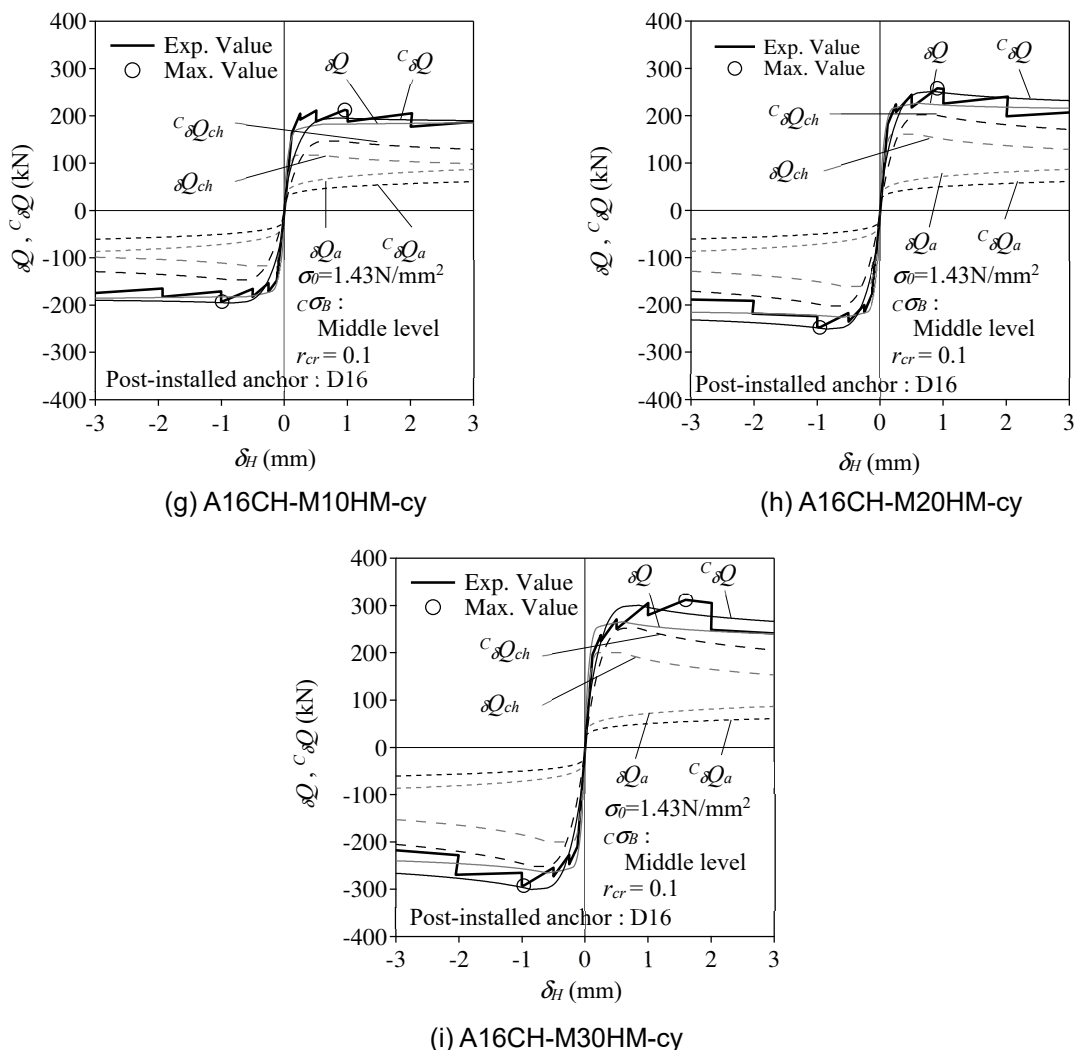


Fig.5-26b Comparison of pre-modified model and modified model of shear force – shear displacement relation (Cyclic loading)

第5章 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した接合面の力学的性質
 5.5 せん断力 - せん断変位関係の評価式

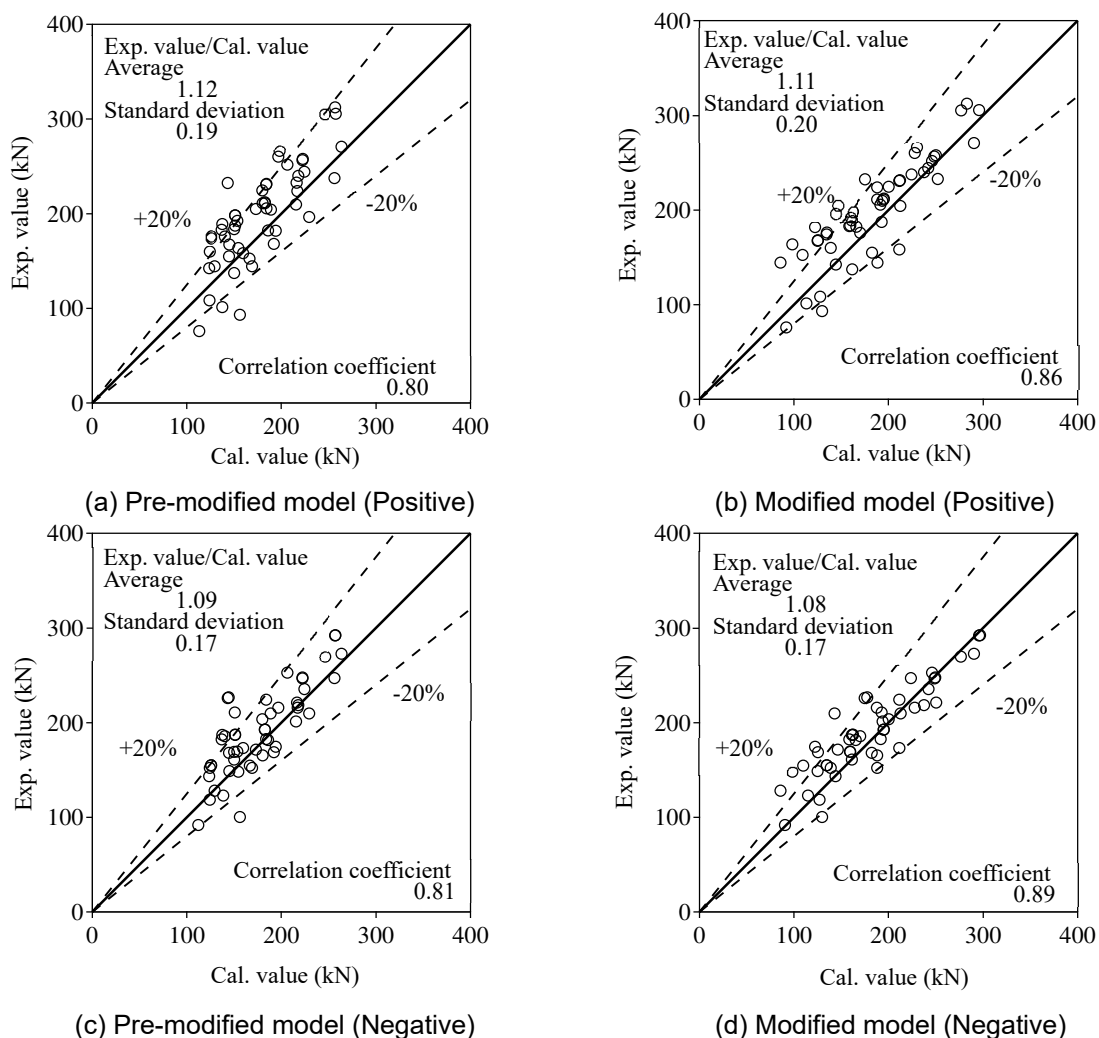


Fig.5-27 Comparison of experimental and calculated value in shear force (Cyclic loading)

5.6 まとめ

本章では、あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した試験体のせん断実験の結果から接合面の軸応力による応力状態を推定し、更に力学挙動を詳細に検討した。その結果、これらの影響を反映した併用時のせん断力 $c_s Q$ -せん断変位 δ_H 関係である修正モデルは、単に累加した修正前モデルより、実験値を推定する精度が向上した。そして、この円柱状シアキーの支圧破壊型のせん断力-せん断変位関係の評価式を基本にあと施工アンカーとチップングを併用した時の評価式を構築した。はじめに、以下にあと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した時に得られた知見を下記に示す。

- 1) せん断変位 δ_H が概ね0.2mm以下の範囲において、修正前モデルは実験値より剛性が高く、せん断力が大きく評価され、それ以降の δ_H においては、修正前モデルが実験値より小さい値を推移している。
- 2) 支圧破壊型の円柱状シアキーは、 δ_H の増大により円柱状シアキーの側面が損傷し、その損傷面を乗り越えるような挙動を呈することから、目開き変位 δ_V が増大すると思われる。また、シアオフ破壊型の円柱状シアキーについては、シアオフ破壊後、破壊面の凹凸による噛み合い抵抗が生じることから δ_H の増大に伴い δ_V も増大すると考えられる。その結果、あと施工アンカー単独時の δ_V は、 δ_H の1/10程度であるが、併用時の δ_V は概ね δ_H の1/2から同程度の範囲を推移した。
- 3) 単独時より併用時のアンカー筋の引張軸力 T が大きくなり、曲げモーメント M は小さくなる。この T の値から併用時のあと施工アンカーが負担するせん断力 $c_s Q_a$ は、単独時のあと施工アンカーが負担するせん断力 δQ_a の約0.7倍であると推定できる。
- 4) T の鉛直成分により接合面に付加される軸力 N_a を接合面の面積 A で除した、接合面の平均圧縮応力度 ${}_a\sigma_0$ の平均値は -0.60N/mm^2 であり、併用時の接合面の平均圧縮応力度 $c_s\sigma_0$ 及び円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度 $c_s\sigma_0'$ は、修正前モデルのそれぞれの圧縮応力度に ${}_a\sigma_0$ を加味して評価する。その結果、併用時の円柱状シアキーが負担するせん断力 $c_s Q_{sky}$ は、単独時の円柱状シアキーが負担するせん断力 δQ_{sky} より大きくなる。
- 5) アンカー筋の降伏領域に達するまで円柱状シアキーの力学挙動が荷重漸増領域にあると考えると、円柱状シアキーの $c_s Q$ - δ_H 関係によるせん断耐力に達した時の δ_H である δ_{max1} は、アンカー筋の降伏応力 σ_y に達した時のせん断変位 δ_{Hy} の平均値0.63mmを用いることができる。
- 6) 加力方法を単調荷とした修正モデルは、上記3)~5)を考慮して構築されている。その結果、計算値が実験値の $\pm 20\%$ 以内に納まる確率は、修正前モデルと修正モデルを比較すると、支圧破壊とシアオフ破壊でそれぞれ0.75から0.81に、0.85から0.98に上昇した。
- 7) 加力方法を正負交番繰り返し荷とした修正モデルは、荷重方法によるせん断力の低減係数 $c_y K_a=0.8$ を δQ_a に乗じて評価する。
- 8) 円柱状シアキーの幅高比 $R/t=10$ とした試験体の正負交番繰り返し荷の修正モデルのせん断力による $\delta_H=\pm 2\text{mm}$ のサイクルまでにおける各サイクルの1回目のピーク値及び最大値と

その計算値の相関係数は、正加力と負加力でそれぞれ 0.93, 0.91 となり高い相関関係を示した。また、実験値は修正モデルの計算値の 0.8 倍以上となる確率は正側で 1.0, 負側で 0.97 であることから、正負交番繰り返し载荷においても、設計値は計算値の 0.8 を用いることで十分な安全を有した設計が可能となる。

続いて、以下にあと施工アンカーとチップングを併用した時の得られた知見を下記に示す。

- 9) 目荒らし面積 r_{cr} が大きい程、ポストピーク領域における荷重低下が大きい。これは、 r_{cr} が大きい程、あと施工アンカーが負担するせん断力に対し、チップングが負担するせん断力の割合が大きくなると推定される。
- 10) ${}^c\delta Q_a$ は、円柱状シアキーと同様に、単独時のあと施工アンカーが負担するせん断力 δQ_a の 0.7 倍と仮定する。
- 11) チップングの併用時の修正モデルであるせん断力 ${}^c\delta Q$ - せん断変位 δ_H 関係は、円柱状シアキーの場合と同様、併用時の接合面の平均圧縮応力度 ${}^c\sigma_0$ 及びチップングに生じる平均圧縮応力度 ${}^c\sigma_0'$ を加味して評価する。
- 12) 上記 10), 11) よりあと施工アンカーとチップングの ${}^c\delta Q$ - δ_H 関係の評価式を構築した。また、せん断力による $\delta_H = \pm 2\text{mm}$ のサイクルまでにおける各サイクルの 1 回目のピーク値及び最大値とその計算値の相関係数は、正加力と負加力でそれぞれ 0.86, 0.89 となり、修正前モデルの正加力と負加力のそれぞれの相関係数 0.80, 0.81 と比較すると、実験値を推定する精度は向上したと言える。また、実験値が修正モデルの計算値の 0.8 倍以上となる確率は、正側で 0.94, 負側で 0.95 である。このことから、あと施工アンカーとチップングを併用した場合の修正モデルは実験値に対し、チップングにおいても円柱状シアキーと同程度の安全率を有している。円柱状シアキーもしくはあと施工アンカーとチップングを併用した時の接合面の応力状態は非常に複雑であり、せん断変位の増大により刻々と変化していると考えられる。そのため、今後はこの応力状態を詳細に推定することで、せん断力 - せん断変位関係の評価式の精度を向上させていくことが課題となる。

第5章の付録

本章で構築したあと施工アンカーと円柱状シアキー，あと施工アンカーとチップングを併用した場合のせん断力 cQ -せん断変位 δ_H 関係の評価式を整理し，以下に列記する。

【あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合のせん断力 cQ -せん断変位 δ_H 関係の評価式】

1) 支圧破壊型の円柱状シアキーのせん断耐力 ${}_bQ_{sky}$

$${}_bQ_{sky} = n_{sky} \cdot {}_bq_{sky} \quad (5-A1)$$

$${}_bq_{sky} = A_{sky} \cdot \sigma_{cs} \quad (5-A2)$$

$$A_{sky} = \frac{\pi \cdot R \cdot t}{2} \quad (5-A3)$$

$$\sigma_{cs} = C_C \cdot C_N \cdot C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs} \quad (5-A4)$$

$$C_C = \frac{0.552 {}^c\sigma_B + 44.2}{56.0} \quad (5-A5)$$

$$C_N = \frac{31.9 {}^c\sigma_0 + 34.8}{71.9} \quad (5-A6)$$

$$C_R = \frac{-1.32R + 123}{56.0} \quad (5-A7)$$

$${}^c\sigma_0 = \sigma_0 - {}_a\sigma_0 \quad (5-A8)$$

${}_bQ_{sky}$: 円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力
${}_bq_{sky}$: 円柱状シアキー1個の支圧破壊時のせん断耐力
n_{sky}	: 接合面に配置された円柱状シアキーの個数
A_{sky}	: 円柱状シアキーの受圧面積
R	: 円柱状シアキーの直径
t	: 円柱状シアキーの高さ
σ_{cs}	: せん断耐力時の平均支圧応力度 σ_c のせん断方向成分
$\bar{\sigma}_{cs}$: 基準支圧応力度(=75.3N/mm ²)
${}^c\sigma_B$: 既存部のコンクリートの圧縮強度
σ_0	: 接合面に生じる平均圧縮応力度
${}^c\sigma_0$: 併用時の接合面の平均圧縮応力度
${}_a\sigma_0$: アンカー筋に生じる軸力の鉛直成分 ${}_vN_a$ による接合面の平均圧縮応力度 (=-0.6N/mm ²)
C_C	: 既存部のコンクリートの圧縮強度 ${}^c\sigma_B$ による補正係数

- C_N : 平均圧縮応力度 σ_0 による補正係数
 C_R : 円柱状シアキーの直径 R による補正係数

2) シアオフ型の円柱状シアキーのせん断耐力 ${}_sQ_{sky}$

$${}_sQ_{sky} = n_{sky} \cdot {}_sq_{sky} \quad (5-A9)$$

$${}_sq_{sky} = (0.24 {}_G\sigma_B + 0.68 {}_c\sigma'_0) \frac{\pi \cdot R^2}{4} \quad (5-A10)$$

$${}_c\sigma'_0 = \frac{N_{sky}}{pA_{sky}} = \frac{N - a\sigma_0 \cdot A_j}{pA_{sky}} \quad (5-A11)$$

- ${}_sQ_{sky}$: 円柱状シアキーのシアオフ時のせん断耐力
 n_{sky} : 接合面に配置された円柱状シアキーの個数
 ${}_sq_{sky}$: 円柱状シアキー1個のシアオフ時のせん断耐力
 ${}_G\sigma_B$: 補強部のグラウトの圧縮強度
 R : 円柱状シアキーの直径
 ${}_c\sigma'_0$: 併用時に円柱状シアキーに作用する平均圧縮応力度
 $a\sigma_0$: アンカー筋に生じる軸力の鉛直成分 ${}_vN_a$ による接合面の平均圧縮応力度
 (= -0.6N/mm²)
 A_j : 接合面の面積
 N : 接合面に対する軸方向力
 N_{sky} : 円柱状シアキーに生じる軸力
 pA_{sky} : 接合面に配置された円柱状シアキーの水平投影面積の合計

3) 支圧破壊型の円柱状シアキーのせん断力 ${}_cQ_{sky}$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式

$$\frac{{}_cQ_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}) \quad (5-A12)$$

$$\frac{{}_cQ_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = 1 \quad (\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1) \quad (5-A13)$$

$$\frac{{}_cQ_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = {}_b\gamma \cdot \ln(\delta_H / \delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (5-A14)$$

$${}_b\gamma = {}_bA \cdot \ln({}_c\sigma'_0) + {}_bB \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (5-A15)$$

$$\delta_{max2} = 0.42 {}_c\sigma_0 \quad (5-A16)$$

$$\delta_{max1} = \min(0.63, \delta_{max2}) \quad (5-A17)$$

- ${}^c\delta Q_{sky}$: 併用時に円柱状シアキーが負担するせん断力
 ${}_bQ_{sky}$: 円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力
 δ_H : 接合面のせん断変位
 δ_{max1} : せん断耐力に達する時のせん断変位
 δ_{max2} : ポストピーク領域に入るせん断変位
 ${}_b\gamma$: 支圧破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数
 ${}_bA, {}_bB$: ${}_b\gamma$ に用いる係数(${}_bA=0.052, {}_bB=-0.229$)
 ${}^c\sigma_0$: 併用時の接合面の平均圧縮応力度
 ${}^c\sigma'_0$: 併用時に円柱状シアキーに作用する平均圧縮応力度

4) シアオフ破壊型の円柱状シアキーのせん断力 ${}^c\delta Q_{sky}$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式

$$\frac{{}^c\delta Q_{sky}}{{}_sQ_{sky}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}) \quad (5-A18)$$

$$\frac{{}^c\delta Q_{sky}}{{}_sQ_{sky}} = 1 \quad (\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1) \quad (5-A19)$$

$$\frac{{}^c\delta Q_{sky}}{{}_sQ_{sky}} = {}_s\gamma \cdot \ln(\delta_H / \delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (5-A20)$$

$${}_s\gamma = {}_sA \cdot \ln({}^c\sigma'_0) + {}_sB \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (5-A21)$$

$$\delta_{max2} = 0.42 \cdot {}^c\sigma_0 \quad (5-A22)$$

$$\delta_{max1} = \min(0.63, \delta_{max2}) \quad (5-A23)$$

- ${}^c\delta Q_{sky}$: 併用時に円柱状シアキーが負担するせん断力
 ${}_sQ_{sky}$: 円柱状シアキーのシアオフ時のせん断耐力
 δ_H : 接合面のせん断変位
 δ_{max1} : せん断耐力に達する時のせん断変位
 δ_{max2} : ポストピーク領域に入るせん断変位
 ${}_s\gamma$: シアオフ破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数
 ${}_sA, {}_sB$: ${}_s\gamma$ に用いる係数(${}_sA=0.054, {}_sB=-0.268$)
 ${}^c\sigma_0$: 併用時の接合面の平均圧縮応力度
 ${}^c\sigma'_0$: 併用時に円柱状シアキーに作用する平均圧縮応力度

5) あと施工アンカーのせん断力 cQ_a - せん断変位 δ_H 関係の評価式

$${}^cQ_a = 0.7_{cy} K_a \cdot \delta Q_a \quad (5-A24)$$

- $c_{\delta}Q_a$: 併用時にあと施工アンカーが負担するせん断力
 c_yK_a : 正負交番繰り返し载荷によるあと施工アンカーが負担するせん断力の低減係数
 (=0.8)
 δQ_a : あと施工アンカーが負担するせん断力

6) 接合面のせん断力 $c_{\delta}Q$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式

$$c_{\delta}Q = c_{\delta}Q_a + c_{\delta}Q_{sky} \quad (5-A25)$$

- $c_{\delta}Q$: 修正モデルのせん断力
 $c_{\delta}Q_a$: 併用時にあと施工アンカーが負担するせん断力
 $c_{\delta}Q_{sky}$: 併用時に円柱状シアキーが負担するせん断力

【あと施工アンカーとチップングを併用した場合のせん断力 $c_{\delta}Q$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式】

1) チップングのせん断耐力式 Q_{ch}

$$Q_{ch} = Q_I + Q_B \quad (5-A26)$$

$$Q_I = r_{cr} \cdot A_j \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_I\sigma_S = A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_I\sigma_S \quad (5-A27)$$

$$C_C = \frac{0.552 {}_C\sigma_B + 44.2}{56.0} \quad (5-A28)$$

$$C_N = \frac{31.9 {}_C\sigma_0 + 34.8}{71.9} \quad (5-A29)$$

$$Q_B = r_{cr} \cdot A_j \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma'_S = A_{cr} \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma'_S \quad (5-A30)$$

$${}_B\sigma'_S = -4\ln(r_{cr}) \quad (5-A31)$$

- Q_{ch} : チップングのせん断耐力
 Q_I : 局所噛み合い抵抗によるせん断耐力
 Q_B : 全体支圧抵抗によるせん断耐力
 r_{cr} : 目荒らし面積比
 A_j : 接合面の面積
 A_{cr} : 目荒らし面積
 C_C : コンクリート圧縮強度 ${}_C\sigma_B$ による補正係数
 C_N : 平均圧縮応力度 ${}_C\sigma_0$ による補正係数
 ${}_C\sigma_B$: 既存部のコンクリートの圧縮強度
 ${}_C\sigma_0$: 併用時の接合面の平均圧縮応力度

- ${}_I\sigma_S$: 単位 A_{cr} 当たりの局所噛み合い抵抗によるせん断耐力の基準値(=2.32N/mm²)
 ${}_B\sigma'_S$: $K_{sh} \times {}_B\sigma_S$
 $({}_B\sigma_S$: 単位 A_B 当たりの全体支圧抵抗によるせん断耐力の基準値)
 $(K_{sh}$: 目荒らしの複雑な形状や r_{cr} の増加に伴う目荒らし部同士の重なり等による A_B の低減を考慮した関数)

2) チップングのせん断力 ${}^c\delta Q_{ch}$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式

$$\frac{{}^c\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}) \quad (5-A32)$$

$$\frac{{}^c\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 1 \quad (\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1) \quad (5-A33)$$

$$\frac{{}^c\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = {}_b\gamma \cdot \ln(\delta_H / \delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (5-A34)$$

$${}_b\gamma = {}_bA \cdot \ln({}^c\sigma'_0) + {}_bB \quad (1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 5 / \delta_{max2}) \quad (5-A35)$$

$$\delta_{max2} = 0.42 \cdot {}^c\sigma_0 \quad (5-A36)$$

$${}^c\sigma'_0 = \frac{N - {}_a\sigma_0 \cdot A_j}{A_{cr}} \quad (5-A37)$$

$$\delta_{max1} = \min(0.63, \delta_{max2}) \quad (5-A38)$$

- δQ_{ch} : チップングのせん断力
 Q_{ch} : チップングのせん断耐力
 δ_H : 接合面のせん断変位
 δ_{max1} : せん断耐力に達する時のせん断変位
 δ_{max2} : ポストピーク領域に入るせん断変位
 ${}_b\gamma$: 荷重低下の勾配に依存する関数
 ${}_bA, {}_bB$: ${}_b\gamma$ に用いる係数(${}_bA=0.052, {}_bB=-0.229$)
 ${}^c\sigma'_0$: 併用時にチップングに作用する平均圧縮応力度
 ${}_a\sigma_0$: アンカー筋に生じる軸力の鉛直成分 \sqrt{N}_a による接合面の平均圧縮応力度
 (= -0.6N/mm²)
 N : 接合面に対する軸方向力
 A_j : 接合面の面積
 A_{cr} : 目荒らし面積

3) あと施工アンカーのせん断力 ${}^c\delta Q_a$ - せん断変位 δ_H の評価式

$${}^c\delta Q_a = 0.7 {}_{cy}K_a \cdot \delta Q_a \quad (5-A39)$$

- ${}^c\delta Q_a$: 併用時にあと施工アンカーが負担するせん断力
 ${}_{cy}K_a$: 正負交番繰り返し载荷によるあと施工アンカーが負担するせん断力の低減係数
(=0.8)
 δQ_a : あと施工アンカーが負担するせん断力

4) 接合面のせん断力 ${}^c\delta Q$ - せん断変位 δ_H の評価式

$${}^c\delta Q = {}^c\delta Q_a + {}^c\delta Q_{ch} \quad (5-A40)$$

- ${}^c\delta Q$: 修正モデルのせん断力
 ${}^c\delta Q_a$: 併用時にあと施工アンカーが負担するせん断力
 ${}^c\delta Q_{ch}$: 併用時にチップングが負担するせん断力

第 6 章

円柱状シアキーとチップングの力学的性質を
利用した接合面のせん断力 - せん断変位関係
の評価方法

要旨 接合面のせん断抵抗要素をチップングから円柱状シアキーへ置換する場合の接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価式

第6章 円柱状シアキーとチップングの力学的性質を利用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価方法では、せん断耐力を同値とした場合において目荒らしによるチップング(以下、本要旨においてチップングと略記する)を円柱状シアキーに置換する方法を提案した。

円柱状シアキーのせん断耐力式は、支圧破壊とシアオフ破壊の破壊形式毎に構成されており、この支圧破壊型によるせん断耐力式に用いられている既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ による補正係数 C_C と平均圧縮応力度 σ_0 による補正係数 C_N が、チップングのせん断耐力式にも適用されている。つまり、円柱状シアキーとチップングの両者において、 $c\sigma_B$ 及び σ_0 による影響は、概ね同様であることが言える。また、円柱状シアキーの支圧破壊型とチップングは、同様の力学挙動を呈しており、チップングの力学挙動は円柱状シアキーの支圧破壊型のせん断力 - せん断変位関係を基本に構成されている。更に、円柱状シアキーもしくはチップングそれぞれにおいて、あと施工アンカーを併用した場合のせん断力 - せん断変位関係の評価式は、併用時のアンカー筋の引張力の鉛直成分による接合面の平均圧縮応力度 $a\sigma_0$ を加味して構築されている。

そこで第6章では、円柱状シアキーとチップングの力学的性質が類似している関係を活かし、施工や設計条件に応じて柔軟に対応できる目荒らしの施工が可能となるように、期待する構造性能を確保し、チップングから円柱状シアキーへ置換する方法を提案する。そして、本要旨ではチップングから円柱状シアキーへせん断耐力を置換する際の要点について記載する。なお、ここでは円柱状シアキーの破壊形式は支圧破壊型(幅高比 $R/t=10$)とする。

はじめに、チップングから円柱状シアキーへせん断耐力を置換する方法について記載する。チップング単独時のせん断耐力式を整理すると、次式となる。

$$Q_{ch} = Q_I + Q_B = A_j \cdot r_{cr} \cdot C_C \cdot C_N ({}_1\sigma_S - 4\ln(r_{cr})) \quad (6-G1)$$

ここに、 Q_{ch} はチップングのせん断耐力、 Q_I は局所噛み合い抵抗によるせん断耐力、 Q_B は全体支圧抵抗によるせん断耐力、 A_j は接合面の面積、 r_{cr} は目荒らし面積比、 C_C はコンクリート圧縮強度 $c\sigma_B$ による補正係数、 C_N は平均圧縮応力度 σ_0 による補正係数、 ${}_1\sigma_S$ は単位目荒らし面積当たりの局所噛み合い抵抗によるせん断耐力の基準値(=2.32N/mm²)である。

また、円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力式を整理すると次式となる。

$${}_bQ_{sky} = n_{sky} \cdot \frac{\pi \cdot R \cdot t}{2} \cdot C_C \cdot C_N \cdot C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs} \quad (6-G2)$$

ここに、 ${}_bQ_{sky}$ は円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力、 n_{sky} は接合面に配置された円柱状シアキーの個数、 R は円柱状シアキーの直径、 t は円柱状シアキーの高さ、 C_C はコンクリート圧縮強度 $c\sigma_B$ による補正係数、 C_N は平均圧縮応力度 σ_0 による補正係数、 C_R は円柱状シアキーの直径 R による補正係数、 $\bar{\sigma}_{cs}$ は基準支圧応力度(=75.3N/mm²)である。

${}_bQ_{sky}=Q_{ch}$ として、式(6-G1)と式(6-G2)の方程式を解くと以下となる。

$$n_{sky} = \frac{2A_j \cdot r_{cr} ({}_1\sigma_s - 4\ln(r_{cr}))}{\pi \cdot R \cdot t \cdot C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}} \quad (6-G3)$$

式(6-G3)の特徴は C_C 及び C_N に依存しない、つまり ${}_c\sigma_B$ 及び σ_0 に依存しない式で表される。また、実務では円柱状シアキーの直径 R と深さ t を設定した上で、設計上期待する目荒らし面積比 r_{cr} を決めることで、接合面に配置する円柱状シアキーの個数 n_{sky} が算定される。

続いて、チップングと円柱状シアキーのせん断耐力を同値とした場合のそれぞれのせん断力 - せん断変位関係について述べる。ここにおいても ${}_bQ_{sky} = Q_{ch}$ を条件とすると、目荒らし面積 A_{cr} は接合面面積に目荒らし面積比を乗じた $A_j \times r_{cr}$ で算定され、接合面に配置された円柱状シアキーの水平投影面積の合計 ${}_pA_{sky}$ は、接合面の円柱状シアキーの投影面積の合計 $n_{sky} \times \pi R^2/4$ (ここに、 n_{sky} は接合面に配置された円柱状シアキーの個数) であることから、円柱状シアキーもしくは目荒らし部に生じる平均圧縮応力度 σ_0 は、円柱状シアキーとチップングの場合で異なる値となる。これに関連して、荷重低下領域に用いる荷重低下の勾配に依存する関数 ${}_b\gamma$ も円柱状シアキーとチップングで異なる値となる。そのため、ここではチップングのせん断力 - せん断変位関係の評価式に用いる σ_0 を $\sigma_{0, ch}$ 、 ${}_b\gamma$ を ${}_b\gamma_{ch}$ とそれぞれ表記し、同様に円柱状シアキーの評価式に用いる σ_0 を $\sigma_{0, sky}$ 、 ${}_b\gamma$ を ${}_b\gamma_{sky}$ と各々置くと、 $\sigma_{0, sky}$ と $\sigma_{0, ch}$ の関係は式(6-G4)となり、 ${}_b\gamma_{sky}$ と ${}_b\gamma_{ch}$ の関係は式(6-G5)となる。

$$\sigma_{0, sky} = \sigma_{0, ch} \frac{C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}}{5({}_1\sigma_s - 4\ln(r_{cr}))} \quad (6-G4)$$

$${}_b\gamma_{sky} = {}_b\gamma_{ch} + {}_bA \cdot \ln\left(\frac{C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}}{5({}_1\sigma_s - 4\ln(r_{cr}))}\right) \quad (6-G5)$$

${}_bA$ は、 ${}_b\gamma$ に用いる係数(${}_bA=0.052$)である。

ここで、 $R=52\text{mm}$ とした時の $\delta Q_{sky}/\delta Q_{ch} - r_{cr}, \delta_H/\delta_{max2}$ の関係を本文 Fig.6-2 に示している。同図に示す $1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 10$ の範囲では、 $\delta Q_{sky}/\delta Q_{ch}$ の最大値が 1.22 であることから、チップングに比べ円柱状シアキーの方が荷重低下領域における荷重低下の度合いは小さくなる。

また、あと施工アンカーを併用した場合のせん断力 - せん断変位関係の評価式においては、次式のように $\sigma_{0, sky}$ を併用時の円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度 ${}_c\sigma_{0, sky}$ に、 $\sigma_{0, ch}$ を併用時の目荒らし部に生じる平均圧縮応力度 ${}_c\sigma_{0, ch}$ にそれぞれ置換して算定される。

$${}_c\sigma_{0, sky} = {}_c\sigma_{0, ch} \frac{C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}}{5({}_1\sigma_s - 4\ln(r_{cr}))} \quad (6-G6)$$

$${}_b\gamma_{sky} = {}_b\gamma_{ch} + {}_bA \cdot \ln\left(\frac{C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}}{5({}_1\sigma_s - 4\ln(r_{cr}))}\right) \quad (6-G7)$$

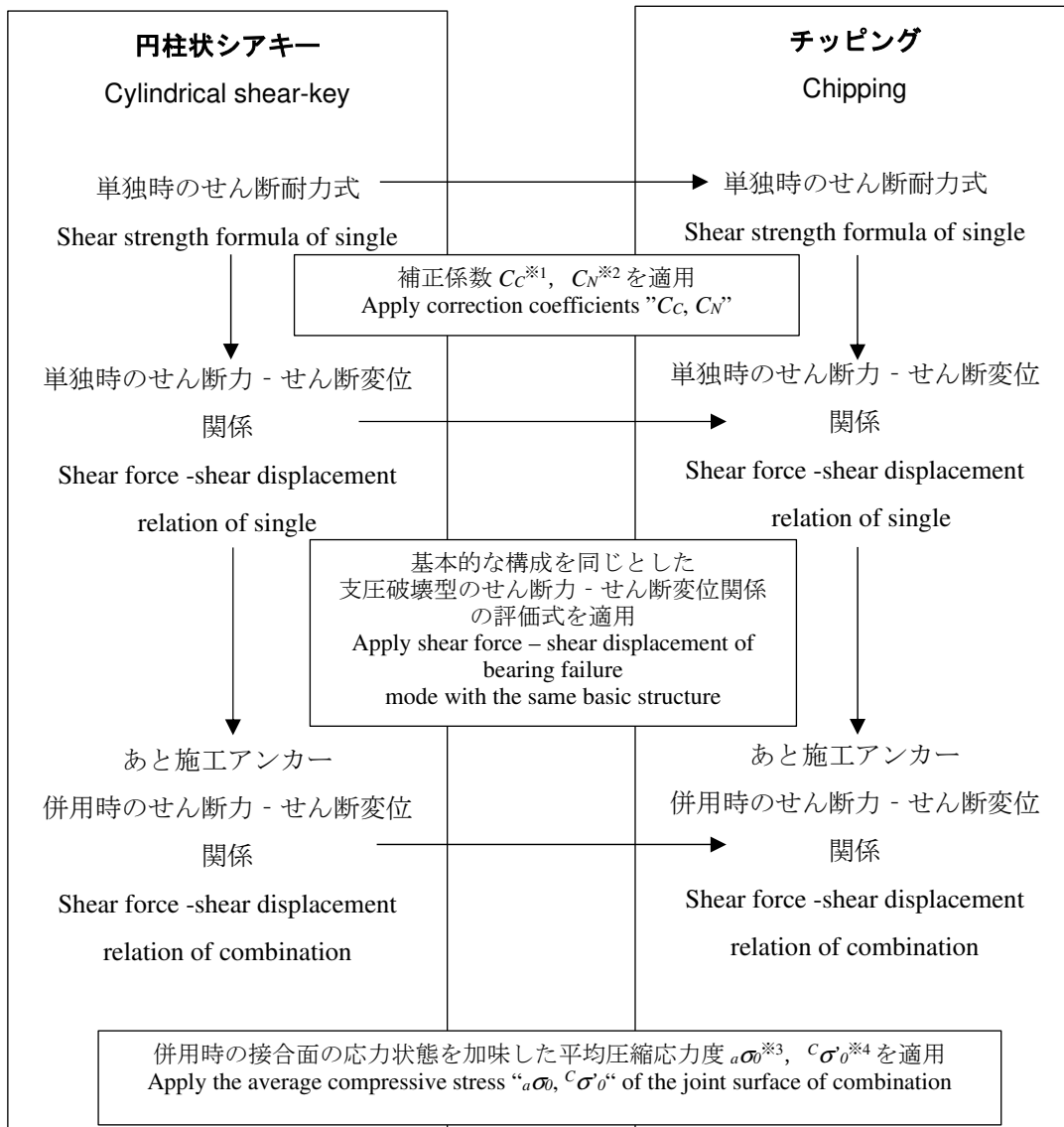
以上より、第6章では、円柱状シアキーとチップングの力学的性質が類似している関係を活かし、施工や設計条件に応じて柔軟に対応できる目荒らしの施工が可能となるように、せん断耐力を同じとしてチップングから円柱状シアキーへ置換する方法を提案した。また、本要旨ではチップングから円柱状シアキーへ置換する際の要点について記載した。

6.1 はじめに

本論文では第3章、第4章で円柱状シアキーとチップングによる目荒らしのせん断耐力式をそれぞれ構築した。Fig. 6-1 にせん断耐力式とせん断力 - せん断変位関係の構成を示す。円柱状シアキーのせん断耐力式は、支圧破壊とシアオフ破壊の破壊形式毎に構成されており、この支圧破壊型によるせん断耐力式に用いられている既存部コンクリート強度による補正係数 C_c と平均圧縮応力度による補正係数 C_N が、チップングのせん断耐力式に適用されている。つまり、円柱状シアキーとチップングの両者において、既存部コンクリート強度及び平均圧縮応力度による影響は、概ね同様であることが言える。また、円柱状シアキーの支圧破壊型とチップングは、同様の力学挙動を呈していると考え、チップングの力学挙動は円柱状シアキーの支圧破壊型のせん断耐力式とせん断力 - せん断変位関係を基本に構成されている。更に、あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合のせん断耐力式とせん断力 - せん断変位関係の評価式は、併用時のアンカー筋の引張力の鉛直成分による接合面の平均圧縮応力度 σ と併用時の円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度 σ_0 による接合面の応力状態を加味して構築している。これらをチップングのせん断耐力式とせん断力 - せん断変位関係に適用して考えると、計算値は実験値を高い精度で推定することができた。

そこで本章では、円柱状シアキーとチップングの力学的性質の類似している関係を活かし、施工や設計条件に応じて柔軟に対応できる目荒らしの施工が可能となるように、期待する構造性能を確保し、チップングから円柱状シアキーへ置換する方法を検討する。Photo 6-1 に間接接合部の接合面における置換した時のイメージを示す。この方法を用いることにより、騒音、振動、粉塵の問題が懸念されることにより、チップングによる目荒らしの施工が困難な箇所や、目荒らし面積比の管理が難しい場合は、同等の構造性能を有する円柱状シアキーを適用することが可能となる。例えば、設計上期待する目荒らし面積比があるものの、施工時に目荒らし面積比が管理できない場合は、チップングから同等のせん断耐力を有する円柱状シアキーに置換することで、施工後は円柱状シアキーの個数で管理することができる。これに反して接合面の面積が狭小な場合やあと施工アンカーが密に配置されているため、円柱状シアキーが施工できない場合等は、期待するせん断耐力をチップングに置き換えることで施工が可能となる。

以上より、本章ではチップングのせん断耐力やせん断力 - せん断変位関係を、円柱状シアキーに置換する方法を提案する。



- ※1 C_C : Correction coefficient of existing concrete compressive strength
- ※2 C_N : Correction coefficient of average compressive stress in the joint surface
- ※3 $a\sigma_0$: Average compressive stress of the joint surface due to the vertical component of the tensile force of the anchor bolts when used combination
- ※4 $C\sigma'_0$: Average compressive stress of cylindrical shear-keys when used combination or average compressive stress of roughened concrete by chipping when used combination

Fig. 6-1 Structure of shear strength formula and shear force – shear displacement relation

Chipping area is important.



Chipping

Number of cylindrical shear-keys is important.



Cylindrical shear-key



Replace

Photo 6-1 Image of replacement at joint surface of indirect joint

6.2 円柱状シアキーとチップングのせん断耐力式の比較

円柱状シアキーとチップングに期待する構造性能を共に確保するため、円柱状シアキーの支圧破壊型とチップングのせん断耐力を同値として、方程式を解くこととする。式(6-1)～(6-4)に4章で構築したチップングのせん断耐力式を示し、式(6-5)～(6-8)に3章で構築した円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力式を示す。

【チップングのせん断耐力式】

$$Q_{ch} = Q_I + Q_B \quad (6-1)$$

$$Q_I = r_{cr} \cdot A_j \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_I\sigma_S \quad (6-2)$$

$$Q_B = r_{cr} \cdot A_j \cdot C_C \cdot C_N \cdot {}_B\sigma'_S \quad (6-3)$$

$${}_B\sigma'_S = -4\ln(r_{cr}) \quad (6-4)$$

【円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力式】

$${}_bQ_{sky} = n_{sky} \cdot {}_bq_{sky} \quad (6-5)$$

$${}_bq_{sky} = A_{sky} \cdot \sigma_{cs} \quad (6-6)$$

$$A_{sky} = \frac{\pi \cdot R \cdot t}{2} \quad (6-7)$$

$$\sigma_{cs} = C_C \cdot C_N \cdot C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs} \quad (6-8)$$

ここに Q_{ch} は目荒らしによるせん断耐力、 Q_I は局所噛み合い抵抗によるせん断耐力、 Q_B は全体支圧抵抗によるせん断耐力、 r_{cr} は目荒らし面積比、 A_j は接合面面積、 C_C はコンクリート圧縮強度 $c\sigma_B$ による補正係数、 C_N は平均圧縮応力度 σ_0 による補正係数、 ${}_I\sigma_S$ は単位目荒らし面積 A_{cr} 当たりの局所噛み合い抵抗によるせん断耐力の基準値 ($=2.32\text{N/mm}^2$)、 ${}_B\sigma'_S$ は目荒らしの複雑な形状や r_{cr} の増加に伴う目荒らし部同士の重なり等による全体支圧抵抗を受けることができる単体目荒らし部周囲の平滑部の面積 A_B の低減を考慮した関数 K_{sh} と ${}_I\sigma_S$ を単位 A_B 当たりの全体支圧抵抗によるせん断耐力の基準値 ${}_B\sigma_S$ を乗じた値、 ${}_bQ_{sky}$ は円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力、 n_{sky} は接合面に配置された円柱状シアキーの配置個数、 ${}_bq_{sky}$ は円柱状シアキー1個の支圧破壊時のせん断耐力、 A_{sky} は円柱状シアキーの受圧面積、 σ_{cs} はせん断耐力時の平均支圧応力度 σ_c のせん断方向成分、 R は円柱状シアキーの直径、 t は円柱状シアキーの高さ、 $\bar{\sigma}_{cs}$ は基準支圧応力度 ($=75.3\text{N/mm}^2$) である。

ここで式(6-1)を基本に、式(6-1)～(6-4)によるチップングのせん断耐力式を次式のように整理する。

$$Q_{ch} = A_j \cdot r_{cr} \cdot C_C \cdot C_N ({}_I\sigma_S - 4\ln(r_{cr})) \quad (6-9)$$

同様に式(6-5)を基本に、式(6-5)～(6-8)による円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力を次

第6章 円柱状シアキーとチップングの力学的性質を利用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価方法

6.2 円柱状シアキーとチップングのせん断耐力式の比較

式のように整理する。

$${}_b Q_{sky} = n_{sky} \cdot \frac{\pi \cdot R \cdot t}{2} \cdot C_C \cdot C_N \cdot C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs} \quad (6-10)$$

${}_b Q_{sky} = Q_{ch}$ として、式(6-9)と式(6-10)の方程式を解くと以下となる。

$$n_{sky} = \frac{2A_j \cdot r_{cr} ({}_l \sigma_S - 4 \ln(r_{cr}))}{\pi \cdot R \cdot t \cdot C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}} \quad (6-11)$$

式(6-11)の特徴は C_C 及び C_N に依存しない、つまり ${}_c \sigma_B$ 及び σ_0 に依存しない式となる。また、実務では円柱状シアキーの直径 R と深さ t を設定した上で、設計上期待する目荒らし面積比 r_{cr} を決めることで、接合面に配置する円柱状シアキーの個数 n_{sky} が算定される。なお、ここでは円柱状シアキーの破壊形式は支圧破壊型であることから $t=R/10$ である。

以上より、設計上期待する目荒らし面積比 r_{cr} が与えられ、施工する円柱状シアキーの直径 R を設定することで、接合面に配置する円柱状シアキーの個数 n_{sky} が求まる。そのため、施工後はこの円柱状シアキーの個数を管理すればよいことになる。

第6章 円柱状シアキーとチップングの力学的性質を利用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価方法

6.3 円柱状シアキーとチップングのせん断力 - せん断変位関係の比較

6.3 円柱状シアキーとチップングのせん断力 - せん断変位関係の比較

6.3.1 円柱状シアキーもしくはチップングを単独で用いた場合

チップングのせん断力 - せん断変位関係の評価式は、下記に示すように円柱状シアキーの支圧破壊型の評価式を基本として構築されている。下記にそれぞれの単独時のせん断力 - せん断変位関係の評価式の算定式を示す。

【チップング単独時のせん断力 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の評価式】

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 6.75(e^{-0.812(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}}} - e^{-1.218(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}})}) \quad (0 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq \delta_{max1}/\delta_{max2}) \quad (6-12)$$

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 1 \quad (\delta_{max1}/\delta_{max2} \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 1) \quad (6-13)$$

$$\frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = {}_b\gamma \cdot \ln(\delta_H/\delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}) \quad (6-14)$$

$${}_b\gamma = {}_bA \cdot \ln(\sigma'_0) + {}_bB \quad (1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}) \quad (6-15)$$

$$\delta_{max2} = 0.42\sigma_0 \quad (0.48 \leq \sigma_0 \leq 1.43 \text{ N/mm}^2) \quad (6-16)$$

$$\sigma_0 = N/A_{cr} \quad (6-17)$$

【円柱状シアキー（支圧破壊型）単独時の支圧破壊型のせん断力 δQ_{sky} - せん断変位 δ_H 関係の評価式】

$$\frac{\delta Q_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = 6.75(e^{-0.812(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}}} - e^{-1.218(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}})}) \quad (0 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq \delta_{max1}/\delta_{max2}) \quad (6-18)$$

$$\frac{\delta Q_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = 1 \quad (\delta_{max1}/\delta_{max2} \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 1) \quad (6-19)$$

$$\frac{\delta Q_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = {}_b\gamma \cdot \ln(\delta_H/\delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}) \quad (6-20)$$

$${}_b\gamma = {}_bA \cdot \ln(\sigma'_0) + {}_bB \quad (1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}) \quad (6-21)$$

$$\delta_{max2} = 0.42\sigma_0 \quad (0.48 \leq \sigma_0 \leq 1.43 \text{ N/mm}^2) \quad (6-22)$$

$$\sigma_0 = N/{}_pA_{sky} \quad (6-23)$$

ここに、 δQ_{ch} はチップングによるせん断力、 Q_{ch} はチップングの支圧破壊時のせん断耐力、 δQ_{sky} は円柱状シアキーによるせん断力、 ${}_bQ_{sky}$ は円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力、 δ_H は接合面のせん断変位、 δ_{max1} はせん断耐力に達する時のせん断変位、 δ_{max2} はポストピーク領域に入るせん断変位、 ${}_b\gamma$ は支圧破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数、 ${}_bA$ 、 ${}_bB$ は ${}_b\gamma$ に用いる係数、 σ_0 は平均圧縮応力度、 σ_0 は円柱状シアキーに対する平均圧縮応力度もしくはチップングの目荒らし面積比に対する平均圧縮応力度、 A_{cr} は目荒らし面積(= $A_j \times r_{cr}$)、 ${}_pA_{sky}$ は接合面の円柱状シアキ

第6章 円柱状シアキーとチップングの力学的性質を利用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価方法

6.3 円柱状シアキーとチップングのせん断力 - せん断変位関係の比較

一の投影面積の合計、 N は接合面に対する軸方向力である。

チップングと円柱状シアキーのせん断耐力が同値、つまり ${}_bQ_{sky} = Q_{ch}$ とすると、式(6-12)、(6-13)及び式(6-18)、(6-19)は単純に次式として表せる。

$$\frac{\delta Q_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = \frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}) \quad (6-24)$$

$$\frac{\delta Q_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = \frac{\delta Q_{ch}}{Q_{ch}} = 1 \quad (\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1) \quad (6-25)$$

ここで ${}_bQ_{sky} = Q_{ch}$ を条件とすると、式(6-17)と式(6-23)より、目荒らし面積 A_{cr} は接合面面積に目荒らし面積比を乗じた $A_j \times r_{cr}$ で算定され、 ${}_pA_{sky}$ は接合面の円柱状シアキーの投影面積の合計 $n_{sky} \times \pi R^2 / 4$ であるため、 σ_0 は円柱状シアキーとチップングの場合で異なる値となる。これに関連して、式(6-15)と式(6-21)に示す ${}_b\gamma$ も円柱状シアキーとチップングで異なる値となる。これらのことから、円柱状シアキーとチップングのせん断耐力を同値とすると、両者の荷重低下領域における δQ_{ch} と δQ_{sky} には相違が生じる。ここでは両者を比較し易いように、チップングの $\delta Q_{ch} - \delta_H$ 関係の評価式に用いる σ_0 を $\sigma_{0, ch}$ 、 ${}_b\gamma$ を ${}_b\gamma_{ch}$ とそれぞれ表記し、同様に円柱状シアキーの $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係の評価式に用いる σ_0 を $\sigma_{0, sky}$ 、 ${}_b\gamma$ を ${}_b\gamma_{sky}$ と各々置く。式(6-11)、(6-17)、(6-23)より、 $\sigma_{0, sky}$ と $\sigma_{0, ch}$ の関係は次式となる。なお、ここでは円柱状シアキーの破壊形式は支圧破壊型であることから $t = R/10$ としている。

$$\sigma_{0, sky} = \frac{N}{n_{sky} \cdot \pi \cdot R^2 / 4} = \sigma_{0, ch} \frac{C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}}{5(\sigma_s - 4 \ln(r_{cr}))} \quad (6-26)$$

式(6-26)の $\bar{\sigma}_{cs}$ と σ_s は、それぞれ 75.3N/mm^2 、 2.32N/mm^2 であることから、 $\sigma_{0, sky}$ と $\sigma_{0, ch}$ の関係は、円柱状シアキーの直径による補正係数 C_R と目荒らし面積比 r_{cr} によって決定される。また、3章で求めた ${}_bA$ と ${}_bB$ は、それぞれ 0.052 と -0.229 であるため、 ${}_b\gamma_{sky}$ と ${}_b\gamma_{ch}$ の関係は $\sigma_{0, sky}$ と $\sigma_{0, ch}$ に依存し、次式で表せる。

$$\begin{aligned} {}_b\gamma_{sky} &= {}_bA \cdot \ln(\sigma_{0, ch}) + {}_bB + {}_bA \cdot \ln \left(\frac{C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}}{5(\sigma_s - 4 \ln(r_{cr}))} \right) \\ &= {}_b\gamma_{ch} + {}_bA \cdot \ln \left(\frac{C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}}{5(\sigma_s - 4 \ln(r_{cr}))} \right) \end{aligned} \quad (6-27)$$

${}_b\gamma_{sky}$ は、式(6-27)の右辺第二項に ${}_b\gamma_{ch}$ が足された値である。ここで、 $R=52 \text{mm}$ とした時のチップングのせん断力 δQ_{sky} に対する円柱状シアキーのせん断力 δQ_{ch} の比 $\delta Q_{sky} / \delta Q_{ch}$ 、目荒らし面積比 r_{cr} 及び荷重低下領域に入る時のせん断変位 δ_{max2} に対するせん断変位 δ_H の比 δ_H / δ_{max2} の関係を Fig.6-2 に示す。同図に示す $1 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 10$ の範囲では、 $\delta Q_{sky} / \delta Q_{ch}$ の最大値が 1.22 であることから、チップングに比べ円柱状シアキーの方が荷重低下領域における荷重低下は小さくなる。

以上を整理してチップングと円柱状シアキーのせん断力 - せん断変位関係の比較を Fig.6-3 に示す。荷重漸増領域及び荷重一定領域は両者共に同じであるが、荷重低下領域では δ_H が増大するに連れ、円柱状シアキーの方がチップングより荷重低下が小さくなる。せん断力 - せん断変位関係では、チップングから円柱状シアキーに置換する際、これを考慮する必要がある。

第6章 円柱状シアキーとチップングの力学的性質を利用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価方法

6.3 円柱状シアキーとチップングのせん断力 - せん断変位関係の比較

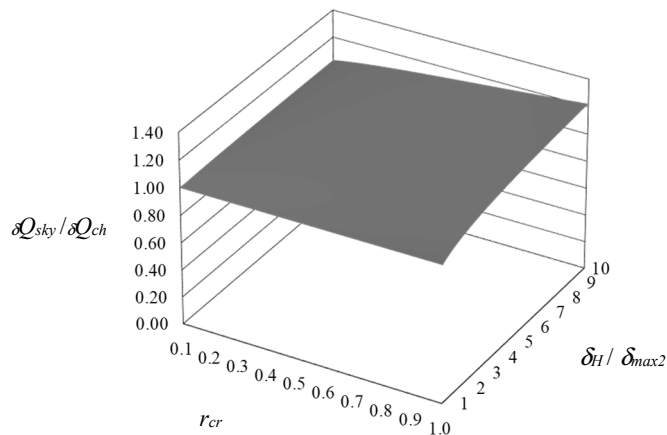


Fig.6-2 $\delta Q_{sky} / \delta Q_{ch} - r_{cr} - \delta_H / \delta_{max2}$ relations in load reducing ($R=52\text{mm}$)

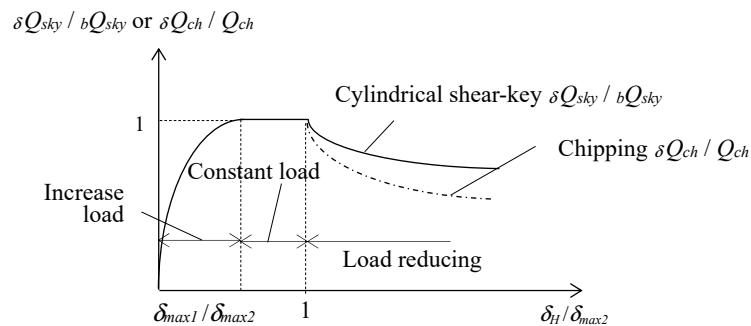


Fig.6-3 Comparison of cylindrical shear-key and chipping in shear force – shear displacement relation

6.3.2 あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチップングを併用した場合

あと施工アンカーとチップングを併用した場合のせん断力 - せん断変位関係の評価式は、5章で円柱状シアキーの支圧破壊型とあと施工アンカーを併用した場合の接合面の応力状態を加味して構築されている。下記にあと施工アンカーとチップングを併用した時のチップングのせん断力 $c_{\delta Q_{ch}}$ - せん断変位 δ_H 関係及び、あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した時の円柱状シアキーのせん断力 $c_{\delta Q_{sky}}$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式の評価式を示す。

【あと施工アンカーとチップングを併用した場合のチップングのせん断力 $c_{\delta Q_{ch}}$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式】

$$\frac{c_{\delta Q_{ch}}}{Q_{ch}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}) \quad (6-28)$$

第6章 円柱状シアキーとチップングの力学的性質を利用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価方法

6.3 円柱状シアキーとチップングのせん断力 - せん断変位関係の比較

$$\frac{c_{\delta} Q_{ch}}{Q_{ch}} = 1 \quad (\delta_{max1}/\delta_{max2} \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 1) \quad (6-29)$$

$$\frac{c_{\delta} Q_{ch}}{Q_{ch}} = {}_b\gamma \cdot \ln(\delta_H/\delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}) \quad (6-30)$$

$${}_b\gamma = {}_bA \cdot \ln({}^c\sigma'_0) + {}_bB \quad (1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}) \quad (6-31)$$

$$\delta_{max2} = 0.42 {}^c\sigma_0 \quad (6-32)$$

$${}^c\sigma_0 = \sigma_0 - {}_a\sigma_0 \quad (6-33)$$

$${}^c\sigma'_0 = \frac{N - {}_a\sigma_0 \cdot A_j}{A_{cr}} \quad (6-34)$$

ただし

$$\delta_{max1} = \min(0.63, \delta_{max2}) \quad (6-35)$$

【あと施工アンカーと円柱状シアキー（支圧破壊型）を併用した場合の円柱状シアキーのせん断力 $c_{\delta} Q_{sky}$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式の評価式】

$$\frac{c_{\delta} Q_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq \delta_{max1}/\delta_{max2}) \quad (6-36)$$

$$\frac{c_{\delta} Q_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = 1 \quad (\delta_{max1}/\delta_{max2} \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 1) \quad (6-37)$$

$$\frac{c_{\delta} Q_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = {}_b\gamma \cdot \ln(\delta_H/\delta_{max2}) + 1 \quad (1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}) \quad (6-38)$$

$${}_b\gamma = {}_bA \cdot \ln({}^c\sigma'_0) + {}_bB \quad (1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}) \quad (6-39)$$

$$\delta_{max2} = 0.42 {}^c\sigma_0 \quad (6-40)$$

$${}^c\sigma_0 = \sigma_0 - {}_a\sigma_0 \quad (6-41)$$

$${}^c\sigma'_0 = \frac{N - {}_a\sigma_0 \cdot A_j}{{}_pA_{sky}} \quad (6-42)$$

ただし

$$\delta_{max1} = \min(0.63, \delta_{max2}) \quad (6-43)$$

ここに、 $c_{\delta} Q_{ch}$ は併用時にチップングが負担するせん断力、 $c_{\delta} Q_{sky}$ は併用時に円柱状シアキーが負担するせん断力、 ${}_a\sigma_0$ は併用時のアンカー筋の引張力の鉛直成分による接合面の平均圧縮応力度、 ${}^c\sigma_0$ は併用時の接合面の平均圧縮応力度、 ${}^c\sigma'_0$ は併用時の円柱状シアキーもしくはチップングに作用する平均圧縮応力度である。

チップングもしくは円柱状シアキーを併用した時のあと施工アンカーのせん断力 $c_{\delta} Q_a$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式は次式となる。

第6章 円柱状シアキーとチップングの力学的性質を利用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価方法

6.3 円柱状シアキーとチップングのせん断力 - せん断変位関係の比較

$${}^c_{\delta}Q_a = 0.7 {}_{cy}K_a \cdot \delta Q_a \quad (6-44)$$

ここに、 ${}^c_{\delta}Q_a$ は併用時にあと施工アンカーが負担するせん断力、 ${}_{cy}K_a$ は正負交番繰返し载荷による低減係数、 δQ_a は単独時のあと施工アンカーのせん断力である。

また、あと施工アンカーとチップングを併用した場合の接合面のせん断力 ${}^c_{\delta}Q$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式は、式(6-45)となり、あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合の接合面の評価式は式(6-46)となる。

$${}^c_{\delta}Q = {}^c_{\delta}Q_a + {}^c_{\delta}Q_{ch} \quad (6-45)$$

$${}^c_{\delta}Q = {}^c_{\delta}Q_a + {}^c_{\delta}Q_{sky} \quad (6-46)$$

併用時のチップングと円柱状シアキーのせん断耐力が同値、つまり ${}_bQ_{sky}=Q_{ch}$ とすると、式(6-28)、(6-29)及び式(6-36)、(6-37)は単純に次式として表せる。

$$\frac{{}^c_{\delta}Q_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = \frac{{}^c_{\delta}Q_{ch}}{Q_{ch}} = 6.75 \left(e^{-0.812 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} - e^{-1.218 \left(\frac{\delta_H}{\delta_{max1}} \right)} \right) \quad (0 \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq \delta_{max1} / \delta_{max2}) \quad (6-46)$$

$$\frac{{}^c_{\delta}Q_{sky}}{{}_bQ_{sky}} = \frac{{}^c_{\delta}Q_{ch}}{Q_{ch}} = 1 \quad (\delta_{max1} / \delta_{max2} \leq \delta_H / \delta_{max2} \leq 1) \quad (6-47)$$

前6.3.1項と同様に、 ${}_pA_{sky}$ 及び A_{cr} に依存する ${}^c\sigma_0$ 、この ${}^c\sigma_0$ に依存する ${}_b\gamma$ のみが、あと施工アンカー併用時においても、異なる値となる。そのため、前6.3.1項と同様に併用時のチップングのせん断耐力式とせん断力 - せん断変位関係の評価式に用いる ${}^c\sigma_0$ を ${}^c\sigma_{0, ch}$ 、 ${}_b\gamma$ を ${}_b\gamma_{ch}$ とそれぞれ表記し、併用時の円柱状シアキーの評価式に用いる ${}^c\sigma_0$ を ${}^c\sigma_{0, sky}$ 、 ${}_b\gamma$ を ${}_b\gamma_{sky}$ と各々置く。式(6-11)、(6-34)、(6-42)より、 ${}^c\sigma_{0, sky}$ と ${}^c\sigma_{0, ch}$ の関係は次式となる。なお、ここでは円柱状シアキーの破壊形式は支圧破壊型であることから $t=R/10$ としている。

$${}^c\sigma_{0, sky} = \frac{N}{n_{sky} \cdot \pi \cdot R^2 / 4} = {}^c\sigma_{0, ch} \frac{C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}}{5({}_1\sigma_s - 4 \ln(r_{cr}))} \quad (6-48)$$

ここで、 ${}_b\gamma_{sky}$ と ${}_b\gamma_{ch}$ の関係は次式となる。

$$\begin{aligned} {}_b\gamma_{sky} &= {}_bA \cdot \ln({}^c\sigma_{0, ch}) + {}_bB + {}_bA \cdot \ln \left(\frac{C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}}{5({}_1\sigma_s - 4 \ln(r_{cr}))} \right) \\ &= {}_b\gamma_{ch} + {}_bA \cdot \ln \left(\frac{C_R \cdot \bar{\sigma}_{cs}}{5({}_1\sigma_s - 4 \ln(r_{cr}))} \right) \end{aligned} \quad (6-49)$$

式(6-27)と式(6-49)を比較すると、 $\sigma_{0, sky}$ が ${}^c\sigma_{0, sky}$ に、 $\sigma_{0, ch}$ が ${}^c\sigma_{0, ch}$ にそれぞれ置き換わっていることがわかる。そのため、 $R=52\text{mm}$ とした時の $\delta Q_{sky} / \delta Q_{ch} - r_{cr} \delta_H / \delta_{max2}$ の関係は、Fig.6-2と同じとなり、併用時の円柱状シアキーとチップングのせん断力 - せん断変位関係も Fig.6-3と同様になる。なお、併用時のあと施工アンカーの ${}^c_{\delta}Q_a - \delta_H$ 関係は、チップングと円柱状シアキー両者において、同様である。

第6章 円柱状シアキーとチップングの力学的性質を利用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価方法

6.4 あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した接合面の設計

6.4 あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した接合面の設計

耐震補強の接合部の設計では、目荒らしとあと施工アンカーを併用した場合の力学挙動を適切に評価して行うことが肝要である。また、内付け補強の接合部では、補強部材による偏心力を処理する引張力を除けば、設計上せん断耐力を用いて設計を行うことが一般的である。しかしながら、実際の地震時の接合部の応力状態は、主としてせん断力であると考えられているが、引張力や圧縮力が複合的に生じている可能性がある。

あと施工アンカーのみでは、ピッチやゲージ等の構造規定により、配置本数に制限が生じるため、設計値を満足することが困難な場合がある。そのため、目荒らしを併用して、目荒らしのせん断力に期待する必要がある。これに対し、目荒らしのみで設計した場合、目荒らしは引張力を負担することができないことから、前述の通り、実際の地震時に生じる複合的な応力には対応できないと考えられる。これらを理由に、あと施工アンカーと目荒らしを適切に配置する設計が望ましいと言える。

あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合のせん断力 cQ - せん断変位 δ_H 関係は、5章で述べた通りとなり、接合面のせん断力の設計値（以下、接合面の設計せん断力と称する） ${}_dQ_j$ を、次式に示すように計算値 cQ に0.8を乗じて算定する。

$${}_dQ_j = 0.8 {}^cQ \quad (6-50)$$

$${}^cQ = {}^cQ_a + {}^cQ_{sky} \quad (6-51)$$

円柱状シアキーは、既存部コンクリートの支圧領域を確保するため、あと施工アンカーとあと施工アンカーの間に配置し、円柱状シアキーの配置個数で管理する。これに対し、チップングは不規則に接合面に施工し、施工後の目荒らし面積で管理することになる。そのため、チップングと同等のせん断力を円柱状シアキーに置換する場合は、円柱状シアキーの配置数量を算定後、あと施工アンカーと円柱状シアキーそれぞれの支圧応力場を確保するように配置計画を行う。

6.5 まとめ

本章では、施工や設計条件に応じて柔軟に対応できる目荒らしの施工が可能となるように、期待する構造性能を確保し、チップングから円柱状シアキーへ置換する方法を検討した。その結果、チップングから円柱状シアキーへせん断耐力を置換する場合、設計上期待する目荒らし面積比 r_{cr} が与えられ、施工する円柱状シアキーの直径 R を設定することで、接合面に配置する円柱状シアキーの個数 n_{sky} が求められる。そのため、施工後はこの円柱状シアキーの個数を管理すればよいことになる。また、円柱状シアキーの支圧破壊型のせん断耐力 bQ_{sky} とチップングのせん断耐力 Q_{ch} が同じであると、円柱状シアキーもしくはチップングに作用する平均圧縮応力度 σ_0 は円柱状シアキーとチップングの場合で異なる値となる。これより、単独時の円柱状シアキーとチップング両者のせん断力 - せん断変位関係は、荷重漸増領域及び荷重一定領域では同じであるが、荷重低下領域ではせん断変位 δ_H が増大するに連れ、円柱状シアキーの方がチップングより荷重低下が小さくなる。

併用時のせん断力 - せん断変位関係は、単独時の円柱状シアキーとチップングの関係と同じである。なお、併用時のあと施工アンカーのせん断力 - せん断変位関係は、チップングと円柱状シアキー両者において、同値である。

第 6 章 円柱状シアキーとチップングの力学的性質を利用した接合面のせん断力 - せん断変位
関係の評価方法

第 7 章

研究の総括と今後の課題

7.1 研究の総括

チッピングは、施工後の管理が困難な上に、施工時の騒音・振動・粉塵の問題が生じやすく、建物を使いながらの補強が困難な場合がある。更に、振動工具を用いることから、作業者には大きな負担が生じる。また、チッピングは不規則な形状であるため、設計で考慮することが困難であると思われる。これらの課題を解決する工法として、チッピングに代わる目荒らしである円柱状シアキーを開発した。本研究を通じ、目荒らしの適切な評価による設計の明確化及び簡略化が可能となり、円柱状シアキーが接合部の品質管理の向上、耐震改修及び建築ストックの有効活用の促進に繋がることを期待している。そして、著者は本研究が曖昧なチッピングの基準を明確化するためのひとつの基礎的資料になると考えている。以上を踏まえ、研究の総括を下記に示す。

本論文では、チッピングによる目荒らしに代わる円柱状シアキーの開発に着手し、あと施工アンカー、円柱状シアキー及びチッピングを単独で用いた場合のせん断実験を行い、その結果からせん断力-せん断変位関係の評価式を構築した。また、チッピングにおいては、画像解析やレーザー変位計で詳細に形状を測定し、この計測結果とせん断実験結果の相関関係を導出した。そして、あと施工アンカーと円柱状シアキー及びあと施工アンカーとチッピングを併用した場合のせん断力-せん断変位関係の評価式を構築した。更に、円柱状シアキーとチッピングの力学的性質について比較検証を行い、チッピングから円柱状シアキーにせん断耐力及びせん断力-せん断変位関係を置換する方法を提案した。本論文はこれらの研究の成果をまとめ、全7章で構成されている。

第1章「序論」では、本研究の背景として、耐震補強に用いるチッピングによる目荒らしの課題を抽出し、このチッピングに代わる新しい目荒らし工法として開発した円柱状シアキーの特徴について記載した。そして、本研究の概要及び目的について述べた。

第2章「あと施工アンカーのダウエル抵抗を考慮した接合面の力学的性質」では、あと施工アンカーを用いて補強部を有する試験体のせん断載荷実験を行い、この結果から既存部と補強部の非線形挙動の相違を考慮した反力係数 k_c を求める手法を提案し、接合面のせん断変位によるあと施工アンカーの耐力評価を試みた。そして、単調載荷と正負交番繰り返し載荷の違いを反映したあと施工アンカーのせん断力 δQ_a - せん断変位 δ_H 関係の評価式を構築し、この評価式から算出される計算値と実験値の適合性について検証した。

第2章で得られた知見を以下に示す。

- 1) 高瀬ら⁷⁻¹⁾は既存部と補強部の圧縮強度やヤング係数によりアンカー筋の挙動が異なる可能性を指摘している。本実験においても、アンカー筋のひずみ量からモーメント分布を算定した結果、既存部と補強部で異なる様相を呈した。
- 2) 有効埋め込み深さ L_e をアンカー筋の直径 d_a の7倍とした荷重とせん断変位の関係は、本実験の範囲において、十分な定着を確保した先付鉄筋とほぼ同じ履歴を描いた。
- 3) 正負交番繰り返し載荷によるあと施工アンカー1本が負担するせん断力 δq_a は、単調載荷の αq_a に対し概ね0.7から0.8倍を推移した。この傾向は、菊池ら⁷⁻²⁾の報告と類似する。

- 4) 単調荷による実験結果を基本に、 k_c を実験値から求める方法を提案し、補強部を考慮したあと施工アンカーの $\delta Q_a - \delta_H$ 関係の評価式を構築した。その結果、 $\delta_H \leq 1\text{mm}$ において計算値は実験値より大きい値を推移した。この理由はひとつの式でダウエル効果を表現しているため、初期の剛性を高い精度で評価することが困難であったためだと考えられる。しかしながら、あと施工アンカーの試験体における $0.1 \leq \delta_H \leq 2\text{mm}$ の実験値と計算値の相関係数は0.94と高く、実験値を計算値で除した値の平均値は0.97であることから、全体的に概ね計算値は実験値を捉えていると判断される。
- 5) 単調荷によるアンカー筋の曲げモーメントの計算値と実験値は、共に既存部コンクリート強度が高い方が曲げモーメントが大きい傾向を示しており、実験値を概ね再現できた。
- 6) 正負交番繰り返し荷によるせん断力の低減係数を $c_y K_a$ とすると、単調荷は $c_y K_a = 1.0$ 、正負交番繰り返し荷は $c_y K_a = 0.8$ と置くことができる。
- 7) 正負交番繰り返し荷においても単調荷と同様に、 δ_H が小さいところでは、計算値が実験値より大きく評価される傾向がある。これに対する課題は残るものの、 $\delta_H = \pm 2\text{mm}$ のサイクルまでにおける各サイクルの1回目のピーク値及び最大値とその計算値において、実験値を計算値で除した値の平均は、正加力で0.88、負加力で0.82であり、実験値と計算値の相関係数は正加力と負加力でそれぞれ0.97、0.92と高い値を示した。

第3章「円柱状シアキーを用いた接合面の力学的性質」では、チッピングに代わる新たな接合方法として、個々の凹凸形状を均等化することでせん断耐力の評価が可能な円柱状シアキーを提案し、基本的な構造性能を検証した。この検証に基づき、本論文では円柱状シアキーの破壊形式に応じて、既存部のコンクリートの支圧破壊時のせん断耐力式およびグラウトのシアオフ破壊時のせん断耐力式を構築した。また、円柱状シアキーの破壊形式毎及び荷重方法毎に力学挙動を整理し、それぞれのせん断力 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の評価式を構築した。

第3章で得られた知見を以下に示す。

- 1) 円柱状シアキーの破壊形式は幅高比 $R/t=10$ とした場合、既存部のコンクリート部の支圧破壊となり、 $R/t=5$ とした場合、グラウトのシアオフ破壊もしくは両者の混合破壊となった。この R/t により破壊形式が異なることは、黒正⁷⁻³⁾が報告するプレキャスト構造の接合面に適用した矩形のシアキーと同じ傾向を示した。
- 2) 破壊形式が支圧破壊となった試験体の直接せん断実験の結果、既存部のコンクリートの圧縮強度 $c\sigma_B$ 、平均圧縮応力度 σ_0 が大きいほど、高い最大せん断力が得られた。これらの傾向は、プレキャスト構造の接合面において、望月ら⁷⁻⁴⁾が報告している傾向と一致する。また、同じ R/t の試験体を比較した場合、円柱状シアキーの直径 R が小さい方が最大せん断力時の平均支圧応力度のせん断方向成分 σ_{cs} が大きかった。
- 3) $c\sigma_B$ 、 σ_0 、 R を考慮して、支圧破壊型のせん断耐力 bQ_{sky} の耐力式を構築した。本実験で得られた bQ_{sky} と耐力式の相関係数は0.92と高い相関係数である。また、せん断耐力において実験値が計算値の0.8倍以上となる確率は、0.97である。
- 4) グラウトの2面せん断実験の結果を踏まえ、既往のプレキャストコンクリート構造のシア

キーの提案式⁷⁻⁵⁾を適用してシアオフ破壊型のせん断耐力 ${}_sQ_{sky}$ を評価でき、相関係数が0.91で推定できることを示した。

- 5) せん断耐力に達する時のせん断変位 δ_{max1} は、支圧破壊型及びシアオフ破壊型共に0.2mmとしてモデル化できる。なお、せん断耐力に対する δ_{max1} の時のせん断力の平均値は、支圧破壊型で0.95、シアオフ破壊型で0.94であった。
- 6) $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係は、せん断変位 δ_H とポストピーク領域に入るせん断変位 δ_{max2} の比 δ_H/δ_{max2} を用いて、荷重漸増領域である $0 \leq \delta_H \leq \delta_{max1}$ ($0 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq \delta_{max1}/\delta_{max2}$)、荷重一定領域である $\delta_{max1} \leq \delta_H \leq \delta_{max2}$ ($\delta_{max1}/\delta_{max2} \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 1$)、荷重低下領域である $\delta_{max2} \leq \delta_H \leq 5\text{mm}$ ($1 \leq \delta_H/\delta_{max2} \leq 5/\delta_{max2}$)の3つの範囲で整理して構築した。その結果、 $\delta Q_{sky}/{}_bQ_{sky} - \delta_H/\delta_{max2}$ 関係及び $\delta Q_{sky}/{}_sQ_{sky} - \delta_H/\delta_{max2}$ 関係は、荷重漸増領域において、ネイピア数 e を底とした指数関数で表現でき、荷重低下領域を自然対数で表すことができる。
- 7) 荷重一定領域のせん断力は、概ね ${}_bQ_{sky}$ もしくは ${}_sQ_{sky}$ の値の近傍を推移した。
- 8) 荷重低下領域は、シアオフ破壊の方が支圧破壊より大きく低下して推移した。
- 9) 単調載荷時の $0.1 \leq \delta_H \leq 2.0\text{mm}$ の範囲における δQ_{sky} の実験値と計算値の相関係数は、支圧破壊型で0.93、シアオフ破壊型で0.91となり、支圧破壊型の方が高い相関関係を示した。また、支圧破壊型において実験値が計算値の0.8倍以上となる確率は、0.97である。
- 10) 正負交番繰り返し載荷による $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係の包絡線は、概ね単調載荷と同様であった。そのため、正負交番繰り返し載荷の $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係の包絡線は、単調載荷と同じとして扱うことができる。
- 11) 正負交番繰り返し載荷時の実験値における $\delta_H = \pm 2.0\text{mm}$ までの各サイクルの1回目のピーク値及び最大値と $\delta Q_{sky} - \delta_H$ 関係の計算値との相関関係は、支圧破壊型の正加力と負加力でそれぞれ0.97, 0.94シアオフ破壊型の正加力と負加力でそれぞれ0.54, 0.79であった。この結果から、単調載荷時同様に、支圧破壊型は高い相関関係を示した。

以上より、支圧破壊型の円柱状シアキーはシアオフ破壊型に比べ、靱性的な挙動を呈することや、ばらつきが小さいことから、設計に用いる円柱状シアキーの形状は $R/t=10$ 程度の支圧破壊型とすることが望ましく、設計値は計算値に0.8を乗じた値を用いることが妥当である。

第4章「チッピングによる目荒らしを用いた接合面の力学的性質」では、実務の設計に用いることを目的とした、目荒らし面積比 r_{cr} による連続性を有し、最大目荒らし深さ z_{max} による変数が無く、平均圧縮応力度 σ_0 を考慮した局所噛み合い抵抗によるせん断耐力 Q_I と全体支圧抵抗によるせん断耐力 Q_B で構成される新たなせん断耐力式を構築した。このせん断耐力式は目荒らし形状を詳細に測定し、その測定データから r_{cr} 、 z_{max} 及び目荒らし部内の垂直投影面積 A_H の分析を行い、 r_{cr} 、 z_{max} に加え、 σ_0 、既存部のコンクリート強度 $c\sigma_B$ をパラメータとして実施したせん断実験結果に基づいている。そして、チッピングのせん断力 δQ_{ch} - せん断変位 δ_H 関係の評価式は、円柱状シアキーの支圧破壊型の評価式を基本として構築することができた。

第4章で得られた知見を以下に示す。

- 1) $r_{cr} \leq 0.3$ における試験体において、目荒らしの深さ水準を浅い、中位、深いとした z_{max} のそ

それぞれの平均値は、3.70mm, 9.19mm, 11.14mm であり、 $z_{max} < 5\text{mm}$ は浅い、 $5 \leq z_{max} \leq 10\text{mm}$ は中位、 $10\text{mm} < z_{max}$ は深いと、本試験体の z_{max} は3水準に区別される。

- 2) A_H の計測値と計算値 $A_H = 0.328A_{cr}$ (A_{cr} は目荒らし面積である) の相関係数は、正加力方向で 0.878, 負加力方向で 0.917 であり、 A_H は z_{max} によらず A_{cr} に概ね比例した。
- 3) r_{cr} が增大するに伴い正側の最大水平荷重 Q_{ch} も増大するが、 $r_{cr} \geq 0.5$ の範囲ではその傾向が鈍化した。また、相関係数が最も大きい回帰式の関数は2次関数であり、この回帰式の極値は $r_{cr} = 0.720$ の時であった。これは、本論文で提案するせん断耐力式と同様の傾向を呈している。
- 4) Q_{ch} は、 $c\sigma_B$ が大きくなるに連れ増大し、同様に σ_0 が大きくなるに従い増大した。しかしながら、 z_{max} は Q_{ch} に大きく影響しない。
- 5) 目荒らしによるせん断耐力 Q_{ch} は、 Q_I と Q_B の合計とする。 Q_I は、 A_H に比例する、つまり A_{cr} に比例し、 Q_B は全体支圧抵抗を受けることができる単体目荒らし部周囲の平滑部の面積 A_B に比例すると考え、せん断耐力式を構築した。その結果、実験値と計算値の相関係数は 0.83 であり、良好な相関関係を示した。また、目荒らし面積が管理できる場合、せん断耐力の設計値は計算値に 0.8 を乗じた値を用いることが適切だと考えられる。
- 6) チッピングによる目荒らしの破壊状況が、既存部側が主であることから、チッピングの $\delta Q_{ch} - \delta_H$ 関係の評価式は、円柱状シアキーの支圧破壊型の評価式を基本として構築した。その結果、せん断力による $\delta_H = \pm 2\text{mm}$ までのサイクルにおける各サイクルの1回目のピーク値及び最大値とその計算値の相関係数は、正加力で 0.88, 負加力で 0.87 と高い値であり、このことから計算値は概ね実験値を再現できていると言える。また、実験値が計算値の 0.8 倍以上となる確率は正加力で 0.86, 負荷量で 0.82 であり、せん断耐力の評価と同様に目荒らしの面積が管理できる場合、設計値は計算値に 0.8 を乗じた値が妥当だと考えられる。

第5章「あと施工アンカーと円柱状シアキーあるいはチッピングを併用した接合面の力学的性質」では、あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した試験体のせん断実験の結果から接合面の軸応力による応力状態を推定し、更に力学挙動を詳細に検討した。その結果、これらの影響を反映した併用時のせん断力 ${}^c\delta Q$ - せん断変位 δ_H 関係である修正モデルは、単に累加した修正前モデルより、実験値を推定する精度が向上した。そして、この円柱状シアキーの支圧破壊型のせん断力 - せん断変位関係の評価式を基本にあと施工アンカーとチッピングを併用した時の評価式を構築した。

あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合における、第5章で得られた知見を以下に示す。

- 1) せん断変位 δ_H が概ね 0.2mm 以下の範囲において、修正前モデルは実験値より剛性が高く、せん断力が大きく評価され、それ以降の δ_H においては、修正前モデルが実験値より小さい値を推移している。
- 2) 支圧破壊型の円柱状シアキーは、 δ_H の増大により円柱状シアキーの側面が損傷し、その損傷面を乗り越えるような挙動を呈することから、目開き変位 δ_V が増大すると思われる。また、

シアオフ破壊型の円柱状シアキーについては、シアオフ破壊後、破壊面の凹凸による噛み合い抵抗が生じることから δ_H の増大に伴い δ_V も増大すると考えられる。その結果、あと施工アンカー単独時の δ_V は、 δ_H の1/10程度であるが、併用時の δ_V は概ね δ_H の1/2から同程度の範囲を推移した。

- 3) 単独時より併用時のアンカー筋の引張軸力 T が大きくなり、曲げモーメント M は小さくなる。この T の値から併用時のあと施工アンカーが負担するせん断力 ${}^c\delta Q_a$ は、単独時のあと施工アンカーが負担するせん断力 δQ_a の約0.7倍であると推定できる。
- 4) T の鉛直成分により接合面に付加される軸力 vN_a を接合面の面積 A で除した、接合面の平均圧縮応力度 ${}^a\sigma_0$ の平均値は -0.60N/mm^2 であり、併用時の接合面の平均圧縮応力度 ${}^c\sigma_0$ 及び円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度 ${}^c\sigma_0'$ は、修正前モデルのそれぞれの圧縮応力度に ${}^a\sigma_0$ を加味して評価する。その結果、併用時の円柱状シアキーが負担するせん断力 ${}^c\delta Q_{sky}$ は、単独時の円柱状シアキーが負担するせん断力 δQ_{sky} より大きくなる。
- 5) アンカー筋の降伏領域に達するまで円柱状シアキーの力学挙動が荷重漸増領域にあると考えると、円柱状シアキーの ${}^c\delta Q - \delta_H$ 関係によるせん断耐力に達した時の δ_H である δ_{max1} は、アンカー筋の降伏応力 σ_y に達した時のせん断変位 δ_{Hy} の平均値 0.63mm を用いることができる。
- 6) 加力方法を単調荷とした修正モデルは、上記3)~5)を考慮して構築されている。その結果、計算値が実験値の $\pm 20\%$ 以内に納まる確率は、修正前モデルと修正モデルを比較すると、支圧破壊とシアオフ破壊でそれぞれ0.75から0.81に、0.85から0.98に上昇した。
- 7) 加力方法を正負交番繰り返し荷とした修正モデルは、荷重方法によるせん断力の低減係数 ${}^cK_a=0.8$ を δQ_a に乗じて評価する。
- 8) 円柱状シアキーの幅高比 $R/t=10$ とした試験体の正負交番繰り返し荷の修正モデルのせん断力による $\delta_H=\pm 2\text{mm}$ のサイクルまでにおける各サイクルの1回目のピーク値及び最大値とその計算値の相関係数は、正加力と負加力でそれぞれ0.93, 0.91となり高い相関関係を示した。また、実験値は修正モデルの計算値の0.8倍以上となる確率は正側で1.0, 負側で0.97であることから、正負交番繰り返し荷においても、設計値は計算値の0.8を用いることで十分な安全を有した設計が可能となる。

あと施工アンカーとチップングを併用した場合における、第5章で得られた知見を以下に示す。

- 9) 目荒らし面積 r_{cr} が大きい程、ポストピーク領域における荷重低下が大きい。これは、 r_{cr} が大きい程、あと施工アンカーが負担するせん断力に対し、チップングが負担するせん断力の割合が大きくなると推定される。
- 10) ${}^c\delta Q_a$ は、円柱状シアキーと同様に、単独時のあと施工アンカーが負担するせん断力 δQ_a の0.7倍と仮定する。
- 11) チップングの併用時の修正モデルであるせん断力 ${}^c\delta Q -$ せん断変位 δ_H 関係は、円柱状シアキーの場合と同様、併用時の接合面の平均圧縮応力度 ${}^c\sigma_0$ 及びチップングに生じる平均圧縮応力度 ${}^c\sigma_0'$ を加味して評価する。

12) 上記 10), 11)よりあと施工アンカーとチップングの $cQ - \delta_H$ 関係の評価式を構築した。また、せん断力による $\delta_H = \pm 2\text{mm}$ のサイクルまでにおける各サイクルの1回目のピーク値及び最大値とその計算値の相関係数は、正加力と負加力でそれぞれ0.86, 0.89となり、修正前モデルの正加力と負加力のそれぞれの相関係数0.80, 0.81と比較すると、実験値を推定する精度は向上したと言える。また、実験値が修正モデルの計算値の0.8倍以上となる確率は、正側で0.94, 負側で0.95である。このことから、あと施工アンカーとチップングを併用した場合の修正モデルは実験値に対し、チップングにおいても円柱状シアキーと同程度の安全率を有している。

円柱状シアキーもしくはあと施工アンカーとチップングを併用した時の接合面の応力状態は非常に複雑であり、せん断変位の増大により刻々と変化していると考えられる。そのため、今後はこの応力状態を詳細に推定することで、せん断力 - せん断変位関係の評価式の精度を向上させていくことが課題となる。

第6章「円柱状シアキーとチップングの力学的性質を利用した接合面のせん断力 - せん断変位関係の評価方法」では、施工や設計条件に応じて柔軟に対応できる目荒らしの施工が可能となるように、期待する構造性能を確保し、チップングから円柱状シアキーへ置換する方法を検討した。その結果、チップングから円柱状シアキーへせん断耐力を置換する場合、設計上期待する目荒らし面積比 r_{cr} が与えられ、施工する円柱状シアキーの直径 R を設定することで、接合面に配置する円柱状シアキーの個数 n_{sky} が求められる。そのため、施工後はこの円柱状シアキーの個数を管理すればよいことになる。また、円柱状シアキーの支圧破壊型のせん断耐力 bQ_{sky} とチップングのせん断耐力 Q_{ch} が同じであると、円柱状シアキーもしくはチップングに作用する平均圧縮応力度 σ_0 は円柱状シアキーとチップングの場合で異なる値となる。これより、単独時の円柱状シアキーとチップング両者のせん断力 - せん断変位関係は、荷重漸増領域及び荷重一定領域では同じであるが、荷重低下領域ではせん断変位 δ_H が増大するに連れ、円柱状シアキーの方がチップングより荷重低下が小さくなる。

併用時のせん断力 - せん断変位関係は、単独時の円柱状シアキーとチップングの関係と同じである。なお、併用時のあと施工アンカーのせん断力 - せん断変位関係は、チップングと円柱状シアキー両者において、同値である。

第7章「本研究の総括と今後の課題」では、本論文の各章のまとめを述べ、本研究の今後の課題について述べた。

最後に、本論文で扱った全試験体数110体において、実験を行った範囲、つまり適用範囲は、既存部コンクリートの圧縮強度 $7.9 \sim 32.9\text{N/mm}^2$ 、補強部グラウトの圧縮強度 $56.6 \sim 72.3\text{N/mm}^2$ 、平均圧縮応力度 $0.48 \sim 1.43\text{N/mm}^2$ 、あと施工アンカーの径D13, D16, D19、あと施工アンカーの鋼種SD345、円柱状シアキーの直径 $30 \sim 60\text{mm}$ 、チップングによる目荒らしの面積比 $0.1 \sim 1.0$ である。

7.2 今後の課題

7.2.1 技術に関する課題

あと施工アンカーの力学挙動は、使用する接着剤の種類や機械的性質により異なると考えられる。本論文では、接着剤を限定してせん断力-せん断変位関係を構築したが、様々な接着剤を用いて評価することが必要であると考えられる。また、アンカー筋の径を耐震補強で多く用いられるD13、D16、D19としたが、土木分野ではD19以上の太径が多く用いられる。この太径に対し、本論文で構築したせん断力-せん断変位関係が適用できるか研究する予定である。

本論文では、あくまでも目荒らし部によるせん断抵抗に着眼していることから、目荒らし面積比を0.1~1.0とした。しかしながら、今後は目荒らし面積比0~0.1の範囲における力学挙動を把握することが必要と考えられる。この理由として、目荒らし面積比0.1以上であれば、接合面に目開きが生じたことから、接合面のせん断抵抗要素は目荒らし部の全体支圧抵抗と局所噛み合い抵抗であると限定できるが、目荒らし面積比0に近づくと連れ、目開きが小さくなり、接合面のせん断抵抗要素は、目荒らし部以外の部位での摩擦抵抗が含まれる可能性がある。つまり、本論文によるチップングの全体支圧抵抗の算定式は、目荒らし面積比0.1以上という範囲を設けて自然対数を用いているため、接合面のせん断力が摩擦抵抗へ移行することを表現できていない。更に、既存部と補強部の付着せん断抵抗についても現行では未解明なことも多い。これら摩擦抵抗や付着せん断抵抗を表現できる耐力式が望まれる。

あと施工アンカーと円柱状シアキー及びあと施工アンカーとチップングを併用した場合のせん断力-せん断変位関係は、最大荷重時の変位が実験値と異なることがある。この理由として、本研究ではあと施工アンカーのひずみから、併用時の接合面の平均圧縮応力度を推定した上で一定の値を付加したが、実際の併用時の接合面の応力状態は、せん断変位と共に刻々と変化していることだと考えられる。また、あと施工アンカーと円柱状シアキーのそれぞれの配置数量、あと施工アンカーの配置数量とチップングの面積割合によりせん断耐力の負担割合が大きく変動することから、これらの条件によっても接合面の応力状態は異なると思われる。これらより、あと施工アンカーと目荒らしを併用した時の挙動は、今後も詳細に検証する予定である。

本論文では、接合面に生じる平均圧縮応力度を想定してせん断実験を実施したが、実際の地震時に接合面に生じる軸力は、計測された例がない。また、外付け工法では補強架構と既存架構の偏心により圧縮領域と引張領域が存在する。そのため、引張力を受けながらせん断抵抗する際の力学挙動について評価できれば、適用範囲が広がる。この評価を用いて圧縮領域と引張領域が混合している接合面のせん断力-せん断変位関係が構築できる、つまり外付け工法の接合面全体のせん断力-せん断変位関係が構築できる可能性がある。

本研究では実験を主体としてあと施工アンカー、円柱状シアキー及びチップングのせん断力-せん断変位関係を構築してきたが、今後は有限要素解析を用いて接合面の応力状態を推定することや、機械学習を用いて力学挙動を再現できるかなど、多様な方向から研究を継続していきたいと考えている。また、本研究では耐震補強の接合部を対象としたが、将来的にはこの研究成

果を新築のコンクリートの打継部や、土木分野へ応用し、幅広く適用していく予定である。

7.2.2 施工及び設計に関する課題

耐震補強で用いる耐震壁や鉄骨ブレース等の負担せん断力が大きいことから、接合部のあと施工アンカーの数量が多くなり、あと施工アンカーが配置しきれない場合が存在する。このような場合、円柱状シアキーや目荒らしにせん断力を負担させる設計が必要となる。しかしながら、前述のように実際の接合面では、引張力、圧縮力及びせん断力と複雑な応力状態となる。このような応力状態において、安全側かつ経済的な設計が可能となるように考えていく必要がある。更に、設計において本論文で提案しているせん断耐力式やせん断力-せん断変位関係を用いるには、若干複雑であるため、今後の展開として、設計者がせん断耐力の数値としてイメージしやすいようにせん断耐力式やせん断力-せん断変位関係を修整していくことも重要と捉えている。

円柱状シアキーでは、耐震補強の接合面に配置し易いことに配慮して直径 52mm とした。しかしながら、増し打ち壁の接合面や土木分野での打継ぎ等、広い面積に使用する場合は、円柱状シアキーの配置個数が多くなり、施工の効率が悪くなることが懸念される。これらの部位で使用できるように直径を大きくした円柱状シアキーの開発が必要になるとと思われる。

チップングにおいては、施工者や使用する工具により形状が異なるため、これらをパラメータとした形状測定やせん断実験の結果が、本論文で構築したせん断耐力式やせん断力-せん断変位関係で対応可能か検証したい。また、施工管理におけるチップングの面積の管理方法を確立することは、品質を確保する上で、大きな課題であると思われる。

最後に、この研究を通して緻密に分析したデータが基礎的な資料として活用され、あらゆる建設の接合面で役立つことを望んでいる。

参考文献

第1章 本文

- 1-1) 日本建築防災協会: 2017年改訂版 既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修設計指針・同解説, 日本建築防災協会, 2017年
- 1-2) 日本建築防災協会: 既存鉄筋コンクリート造建築物の「外側耐震改修マニュアル」, 2002年(初版3刷)
- 1-3) James O. JIRSA: BEHAVIOR OF EPOXY-GROUTED DOWELS AND BPLTS USED FOR REPAIR OR STRENGTHENING OF RC STRUCTURES, Proceedings of Ninth World conference on Earthquake Engineering, Aug. 1988
- 1-4) 高瀬裕也, 佐藤貴志, 今井清史, 尾中敦義, 阿部隆英, 池田隆明, 久保田雅春: コンクリート系構造物の耐震補強に用いる高いせん断耐力と剛性を持つ新たな接合要素のせん断抵抗性能の基礎的検証, - 鋼製ディスクとアンカーボルトを併用した耐震補強用シアキーに関する研究 -, 日本建築学会構造系論文集, 第77巻, 第681号, pp. 1727-1736, 2012. 11
- 1-5) 菊田繁美, 三輪明広, 中原理輝, 向井幸一: 鋼管をコッターとして用いた耐震補強工法に関する実験的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol.30, No.3, 2008
- 1-6) 建築技術: 月刊建築技術, 2018.4
- 1-7) Loring A. WYLLIE, Jr.: GUIDELINES FOR EPOXY GROUTED DOWELS IN SEISMIC STRENGTHENING PROJECTS, Proceedings of Ninth World conference on Earthquake Engineering, Aug. 1988
- 1-8) Seira Owa, Yasutoshi Yamamoto, Tatsuya Kondo, Christian Fogstad: Study on Strength and Ductility of Post-installed Adhesive Anchoring System -Comparison and analysis of experimental values, various values in ultimate strength and design strength-, 15WCEE, 2012
- 1-9) 栗田康平, 増田安彦, 井上文宏: ウォータージェットで目粗し処理をした接合部を有する内付け補強壁の力学的性状, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 297-298, 2013. 8
- 1-10) 神谷隆, 山田和夫, 上田洋一, 榎本将弘: あと施工アンカーによる接合面の固着強度に関する実験的研究:(その1) 実験の概要と結果, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 571-572, 2006. 7
- 1-11) 建築保全センター: 建築改修工事監理指針平成28年版(下巻), 2016年
- 1-12) 一般社団法人 建築研究振興協会, 一般社団法人 構造調査コンサルティング協会, 横浜市設計共同組合: 既存建築物の耐震診断・耐震補強設計マニュアル 2012年版(上巻)(下巻), 2012.9
- 1-13) Ollgaard, J. G., Slutter, R. G and Fisher, J.W. : Shear strength of stud connectors in lightweight and normal-weight concrete, AISC Eng. Journal, pp.55~pp.64, Apr. 1971.
- 1-14) 中野克彦, 松崎育弘: プレキャスト RC 部材接合面におけるせん断抵抗要素の耐力累加方法, 日本建築学会構造系論文集, 第550号, pp. 151-158, 2001. 12

- 1-15) 伊藤嘉則, 榎谷榮次, 中村陽介, 川上修: せん断力を受ける接着系あと施工アンカーのダウエル効果とせん断滑り変位 2mm 時の耐力評価に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 74 巻, 第 646 号, pp. 2307-2316, 2009. 12
- 1-16) 高瀬裕也, 和田俊良, 池田隆明, 篠原保二: 繰り返しせん断力を受ける接着系あと施工アンカーの力学モデル, 日本建築学会構造系論文集, 第 77 巻, 第 682 号, pp. 1915-1924, 2012. 12
- 1-17) Matsunaga K., Takase Y., Abe T.: Modeling of Dowel Action for Cast-in and Post-installed Anchors Considering Bond Property, Eng. Struct, Vol. 245, 2021
- 1-18) 河村圭亮, 畑明仁, 新藤竹文, 坂本淳, 細谷学, 大住道夫: あと施工アンカープレート定着型せん断補強筋と炭素繊維複合パネルの併用による RC 橋脚の耐震補強工法に関する研究, 構造工学論文集, Vol. 66A, pp. 662-674, 2020. 3
- 1-19) 土木学会: コンクリートライブラリー141 コンクリートのあと施工アンカー工法的设计・施工指針(案), 平成 26 年 3 月(第 1 版)
- 1-20) 社団法人プレハブ建築協会: プレキャスト建築技術集成 第 1 編 プレキャスト建築総論, 社団法人プレハブ建築協会, 2003 年 1 月
- 1-21) 黒正清治: プレキャストコンクリート構造接合部耐力に関する研究(打継ぎ部の形状と強度について), 日本建築学会論文報告集, 第 89 号(昭和 38 年度大会学術講演要旨集), p.141, 1963.9
- 1-22) 佐俣紀一郎, 松崎育弘, 木村博, 高橋啓, 渡辺正人: 壁式プレキャスト鉄筋コンクリート構造の鉛直接合部に関する実験研究, その 5 破壊モードの分類, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造II, pp.741-742, 1991.9
- 1-23) 香取慶一, 林静雄, 乗物丈巳: 形状の違いと複数個配置されることがプレキャスト接合部のシアキーのせん断挙動におよぼす影響(第 1 報 シアキーの形状と耐力および破壊性状との関係) -プレキャスト接合部のせん断挙動に関する研究-, 日本建築学会構造系論文集, 第 518 号, pp.71-78, 1999. 4
- 1-24) 望月重, 榎谷榮次, 永坂具也: 壁式プレキャスト構造鉛直接合部のせん断耐力-ダウエル効果および圧縮拘束力を考慮した場合-, 日本建築学会構造系論文集, 第 424 号, pp. 11-22, 1991. 6
- 1-25) 香取慶一, 林静雄, 榎谷貴光, 牛垣和正: コンクリート接合面の粗さをを用いた接合面せん断耐力の推定と滑り変位挙動 -プレキャスト接合部のせん断挙動に関する研究-, 日本建築学会構造系論文集, 第 507 号, pp. 107-116, 1998. 5
- 1-26) 武井一夫: コンクリート打継ぎ面の界面粗さの評価方法 -界面粗さの形状とせん断伝達-, 日本建築学会構造系論文集, 第 455 号, pp. 7-16, 1994. 1
- 1-27) 香取慶一, 林静雄, 牛垣和正, 乗物丈巳: 直交鉄筋が配置されたコンクリート接合面のせん断挙動と接合面表面粗さとの関係 -プレキャスト接合部のせん断挙動に関する研究-, 日本建築学会構造系論文集, 第 508 号, pp. 101-110, 1998. 6

- 1-28) 李宝禄, 前川宏一: 接触密度関数に基づくコンクリートひび割れ面の応力伝達構成式, コンクリート工学論文, Vol.26, No.1, pp.123-137, 1988.1
- 1-29) 和田俊良, 佐藤龍司, 石川千温, 上田正生: レーザービーム光線による亀裂面形状測定手法の開発とデータの 2 次元分析手法の提案 -コンクリート亀裂面の形状特性分析に関する基礎的研究 (その 1) -, 日本建築学会構造系論文集, 第 490 号, pp. 179-188, 1996. 12
- 1-30) 高瀬裕也, 和田俊良, 上田正生: 摩擦を無視した接触論に基づくせん断伝達応力の検証 -コンクリートひび割れ面のせん断伝達機構に関する研究 その 1-: 日本建築学会構造系論文集, 第 622 号, pp. 155-162, 2007. 12
- 1-31) 和田俊良, 佐藤龍司, 石川千温, 上田正生: 種々の応力モード下におけるコンクリート亀裂面の 2 次元形状分析 -コンクリート亀裂面の形状特性分析に関する基礎的研究 (その 2) -, 日本建築学会構造系論文集, 第 504 号, pp. 81-86, 1998. 2
- 1-32) 高瀬裕也, 和田俊良, 上田正生: ひび割れ微小面のせん断軟化現象を考慮した 2 次元せん断伝達モデルの提案とその適合性の検証 -コンクリートひび割れ面のせん断伝達機構に関する研究 その 2-: 日本建築学会構造系論文集, 第 73 巻, 第 630 号, pp. 1323-1330, 2007. 12
- 1-33) 榎原彩野, 村上祐治, 木村聡, 諫山吾郎: 鉛直打継処理方法の違いがコンクリートの直接引張強度およびせん断強度に及ぼす影響, コンクリート工学年次論文集, Vol.36, No.1, pp. 358-363, 2014
- 1-34) 後藤祐司, 長滝重義: コンクリート接合面のせん断耐力に関する基礎研究, 土木学会論文報告集, No.254, pp. 95-106, 1976. 10
- 1-35) 片桐太一, 山本泰稔, 清水泰: あと施工アンカーのせん断試験方法に関する実験研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 IV, pp. 715-716, 1998. 9
- 1-36) 片平直也, 高橋之, 市之瀬敏勝: 鉄筋コンクリート部材におけるダボ効果の非線形解析, コンクリート工学年次論文集, Vol.34, No.2, pp. 73-78, 2012
- 1-37) 白井祐樹, 澤木講治郎, 坂田弘安, 松崎育弘: コンクリート接合面における PC 鋼棒のダウエル抵抗に関する実験と解析検討, コンクリート工学年次論文集, Vol.37, No.2, pp. 943-948, 2015

第 2 章 要旨

- 2-G1) 菊池成美, 窪田凌平, 奥山裕希恵, 高瀬裕也: 多数回繰り返しせん断载荷を受ける複合応力下の接着系あと施工アンカーのせん断抵抗性能, アップブレード論文報告集, 第 19 巻, 2019.10
- 2-G2) 公益社団法人 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 I 共通編 IV 下部構造編, 平成 24 年 3 月
- 2-G3) 中野克彦, 松崎育弘: プレキャスト RC 部材接合面におけるせん断抵抗要素の耐力累加方法, 日本建築学会構造系論文集, 第 550 号, pp.151-158, 2001.12

第2章 本文

- 2-1) 高瀬裕也, 阿部隆英, 板谷秀彦, 佐藤貴志, 尾中敦義, 久保田雅春, 池田隆明: ディスク型シヤキーを用いた内付け補強架構の接合部破壊時の保有水平耐力の評価手法-鋼製ディスクとアンカーボルトを併用した耐震補強用シヤキーに関する研究-, 日本建築学会構造系論文集, Vol.79, No.698, pp.507-515, 2014.4
- 2-2) 日本建築防災協会: 2017年改訂版 既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震補強改修設計指針・同解説, 日本建築防災協会, 2017年(2017年改訂版第2刷)
- 2-3) 高橋宗臣, 渡辺一弘, 田沼毅彦, 中野克彦, 濱崎仁, 大和征良: 穿孔機械と母材温度の違いによる注入式あと施工アンカーの短期付着性能実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造IV, pp.65-66, 2013.8
- 2-4) 日本建築防災協会: 既存鉄筋コンクリート造建築物の「外側耐震改修マニュアル」, 2002年(初版3刷)
- 2-5) 高瀬裕也, 和田俊良, 池田隆明, 篠原保二: 繰り返しせん断力を受ける接着系あと施工アンカーの力学モデル, 日本建築学会構造系論文集, 第77巻, 第682号, pp.1915-1924, 2012.12
- 2-6) 中野克彦, 松崎育弘: プレキャスト RC 部材接合面におけるせん断抵抗要素の耐力累加方法, 日本建築学会構造系論文集, 第550号, pp.151-158, 2001.12
- 2-7) 公益社団法人 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 I 共通編 IV 下部構造編, 平成24年3月
- 2-8) 長沼一洋, 大久保雅章: 繰り返し応力下における鉄筋コンクリート板の解析モデル, 日本建築学会構造系論文集, 第536号, pp.135-142, 2000.10
- 2-9) 菊池成美, 窪田凌平, 奥山裕希恵, 高瀬裕也: 多数回繰り返しせん断載荷を受ける複合応力下の接着系あと施工アンカーのせん断抵抗性能, アップブレード論文報告集, 第19巻, 2019.10

第3章 要旨

- 3-G1) 佐俣紀一郎, 松崎育弘, 木村博, 高橋啓, 渡辺正人: 壁式プレキャスト鉄筋コンクリート構造の鉛直接合部に関する実験研究, その5 破壊モードの分類, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造II, pp.741-742, 1991.9
- 3-G2) 梅村魁: 鋼筋コンクリート梁の塑性変形及び終局強度, 日本建築学会論文集, 第42号, 昭和26.2

第3章 本文

- 3-1) 佐俣紀一郎, 松崎育弘, 木村博, 高橋啓, 渡辺正人: 壁式プレキャスト鉄筋コンクリート構造の鉛直接合部に関する実験研究, その5 破壊モードの分類, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造II, pp.741-742, 1991.9

- 3-2) 香取慶一, 林静雄, 乗物丈巳: 形状の違いと複数個配置されることがプレキャスト接合部のシアキーのせん断挙動におよぼす影響, 第 1 報 シアキーの形状と耐力および破壊性状との関係, -プレキャスト接合部のせん断挙動に関する研究-, 日本建築学会構造系論文集, No.518, pp.71-78, 1999.4
- 3-3) 望月重, 槇谷栄次, 永坂具也: 壁式プレキャスト構造鉛直接合部のせん断耐力 ダウエル効果および圧縮拘束力を考慮した場合, 日本建築学会構造系論文集, No.424, pp.11-22, 1991.6
- 3-4) 黒正清治: プレキャストコンクリート構造接合部耐力に関する研究, 打継ぎ部の形状と強度について, 日本建築学会論文報告集, 第 89 号(昭和 38 年度大会学術講演要旨集), p.141, 1963.9
- 3-5) 佐俣紀一郎, 松崎育弘, 木村博, 高橋啓, 渡辺正人: 壁式プレキャスト鉄筋コンクリート構造の鉛直接合部に関する実験研究, その 5 破壊モードの分類, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.741-742, 1991.9
- 3-6) 高瀬裕也, 阿部隆英, 板谷秀彦, 佐藤貴志, 尾中敦義, 久保田雅春, 池田隆明: ディスク型シヤキーを用いた内付け補強架構の接合部破壊時の保有水平耐力の評価手法-鋼製ディスクとアンカーボルトを併用した耐震補強用シヤキーに関する研究-, 日本建築学会構造系論文集, Vol.79, No.698, pp.507-515, 2014.4
- 3-7) 六車熙: 局部荷重を受けるコンクリートの支圧強度, 日本建築学会論文報告集, 第 103 号, pp.183, 1964.10
- 3-8) 山田稔, 河村廣, 中本和夫: 直応力と直接せん断応力をうけるコンクリートの破壊条件に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.335-336, 1982.10
- 3-9) 中野克彦, 松崎育弘: プレキャスト RC 部材接合面におけるせん断抵抗要素の耐力累加方法, 日本建築学会構造系論文集, 第 550 号, pp.151-158, 2001.12
- 3-10) 小阪義夫, 谷川恭雄: コンクリートの直接せん断強度について, 日本建築学会東海支部研究報告, pp.9-12, 1969.11
- 3-11) 阿久津好太, 松崎育弘, 福山洋, 木村博, 高橋啓, 今道律子: 壁式プレキャスト鉄筋コンクリート構造の鉛直接合部に関する実験研究, その 4 変形を考慮したせん断伝達機構, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.565-566, 1990.10
- 3-12) 大淵英夫, 鈴木基晴, 南尚吾, 中野克彦, 松崎育弘: ずれ変形を考慮したプレキャスト部材接合面におけるせん断伝達に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.491, pp.97-104, 1997.1
- 3-13) 福島正人, 大場新太郎, 和田勉: 鉄筋コンクリート構造, 森北出版株式会社, 第 6 版, 2004
- 3-14) 日本建築防災協会: 既存鉄筋コンクリート造建築物の「外側耐震改修マニュアル」, 2002 年(初版 3 刷)
- 3-15) 日本建築学会: 鉄筋コンクリート終局強度設計に関する資料, 日本建築学会, 1987 年
- 3-16) 梅村魁: 鋼筋コンクリート梁の塑性変形及び終局強度, 日本建築学会論文集, 第 42 号, 昭和 26.2

第4章 本文

- 4-1) 高瀬裕也, 阿部隆英, 板谷秀彦, 佐藤貴志, 尾中敦義, 久保田雅春, 池田隆明: ディスク型シヤキーを用いた内付け補強架構の接合部破壊時の保有水平耐力の評価手法-鋼製ディスクとアンカーボルトを併用した耐震補強用シヤキーに関する研究-, 日本建築学会構造系論文集, Vol.79, No.698, pp.507-515, 2014.4
- 4-2) 和田俊良, 佐藤龍司, 石川千温, 上田正生: レーザビーム光線による亀裂面形状測定手法の開発とデータの2次元分析手法の提案, -コンクリート亀裂面の形状特性分析に関する基礎的研究(その1)-, 日本建築学会構造系論文集, Vol.61, No.490, pp.179-188, 1996.12
- 4-3) 李宝禄, 前川宏一: 接触密度関数に基づくコンクリートひび割れ面の応力伝達構成式, コンクリート工学論文, Vol.26, No.1, pp.123-137, 1988.1
- 4-4) 佐々木仁, 寺岡勝: 人口軽量骨材コンクリートのひび割れ表面形状に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.541, pp.137-144, 2001.3

第5章 本文

- 5-1) 中野克彦, 松崎育弘: プレキャスト RC 部材接合面におけるせん断抵抗要素の耐力累加方法, 日本建築学会構造系論文集, 第550号, pp.151-158, 2001.12
- 5-2) 望月重, 槇谷栄次, 永坂具也: 壁式プレキャスト構造鉛直接合部のせん断耐力 ダウエル効果および圧縮拘束力を考慮した場合, 日本建築学会構造系論文集, No.424, pp.11-22, 1991.6
- 5-3) 日本建築防災協会: 既存鉄筋コンクリート造建築物の「外側耐震改修マニュアル」, 2002年
- 5-4) 仲地唯治: RC 造プレキャストコア壁におけるコッター数に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 173-174, 2016. 7
- 5-5) 高瀬裕也, 和田俊良, 池田隆明, 篠原保二, 溝口光男: 一定引張力を受けながら繰り返しせん断応力を受ける接着系あと施工アンカーの力学挙動と仕事量, 日本建築学会構造系論文集, 第82巻, 第738号, pp. 1255-1263, 2017. 8
- 5-6) Takase, Y.: Testing and modeling of dowel action for a post-installed anchor subjected to combined shear force and tensile force, Engineering Structures, Vol. 195, pp. 551-558, 2019. 6
- 5-7) 高瀬裕也, 和田俊良, 池田隆明, 篠原保二: 繰り返しせん断力を受ける接着系あと施工アンカーの力学モデル, 日本建築学会構造系論文集, 第77巻, 第682号, pp. 1915-1924, 2012. 12
- 5-8) 奥山裕希恵, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: 耐震補強接合部にあと施工アンカーのダウエル効果と目荒らし面の噛み合い効果の累加に関する検証, コンクリート工学論文, 第30巻, pp. 35-43, 2019. 7

第7章 本文

- 7-1) 高瀬裕也, 和田俊良, 池田隆明, 篠原保二: 繰り返しせん断力を受ける接着系あと施工アンカーの力学モデル, 日本建築学会構造系論文集, 第77巻, 第682号, pp.1915-1924, 2012.12

- 7-2) 菊池成美, 窪田凌平, 奥山裕希恵, 高瀬裕也: 多数回繰り返しせん断载荷を受ける複合応力下の接着系あと施工アンカーのせん断抵抗性能, アップブレード論文報告集, 第 19 巻, 2019.10
- 7-3) 黒正清治: プレカストコンクリート構造接合部耐力に関する研究, 打継ぎ部の形状と強度について, 日本建築学会論文報告集, 第 89 号(昭和 38 年度大会学術講演要旨集), p.141, 1963.9
- 7-4) 望月重, 槇谷栄次, 永坂具也: 壁式プレキャスト構造鉛直接合部のせん断耐力 ダウエル効果および圧縮拘束力を考慮した場合, 日本建築学会構造系論文集, No.424, pp.11-22, 1991.6
- 7-5) 阿久津好太, 松崎育弘, 福山洋, 木村博, 高橋啓, 今道律子: 壁式プレキャスト鉄筋コンクリート構造の鉛直接合部に関する実験研究, その 4 変形を考慮したせん断伝達機構, 日本建築学会大会学術講演梗概集, 構造 II, pp.565-566, 1990.10

記号一覧

(1) 第2章で使用した記号

実験パラメータ及びあと施工アンカーのせん断力-せん断変位関係を構築する際に使用した記号

δQ_a	: あと施工アンカーが負担するせん断力
αa	: あと施工アンカー1本が負担するせん断力
n_a	: 接合面に配置されたあと施工アンカーの本数
δ_H	: 接合面のせん断変位
δ_V	: 既存部と補強部の離間距離 (目開き変位)
σ_0	: 接合面に生じる平均圧縮応力度
N	: 接合面に対する軸方向力
A_j	: 接合面の面積
$i\delta_H$: せん断変位 ($i=C$: 既存部側, $i=G$: 補強部側)
$i\sigma_B$: 圧縮強度 ($i=C$: 既存部側, $i=G$: 補強部側)
E_i	: ヤング係数 ($i=C$: 既存部側, $i=G$: 補強部側)
k_c	: 反力係数 ($i=C$: 既存部側, $i=G$: 補強部側)
d_a	: アンカー筋の径
L_e	: アンカー筋の有効埋め込み深さ
l_e	: アンカー筋の接合面からの高さ (補強部側が正, 既存部側が負)
ε_1	: アンカー筋のひずみ量 (加力方向手前側)
ε_2	: アンカー筋のひずみ量 (加力方向奥側)
ε_y	: アンカー筋の降伏ひずみ
σ_1	: アンカー筋に生じる応力 (加力方向手前側)
σ_2	: アンカー筋に生じる応力 (加力方向奥側)
M	: アンカー筋に生じる曲げモーメント
M_y	: アンカー筋の降伏モーメント

上記以外にせん断力-せん断変位関係の基本形を導出する際に用いた記号

y	: 水平変位
y	: 接合面のせん断変位
$i y$: アンカー筋の水平変位 ($i=C$: 既存部側, $i=G$: 補強部側)
x	: アンカー筋の接合面からの距離
q_a	: アンカー筋のせん断力
p_a	: アンカー筋の単位長さ当たりの反力
E_s	: アンカー筋のヤング係数
I_s	: アンカー筋の断面二次モーメント

A_1, A_2, A_3, A_4	: 積分定数 ($A_1 = A_2 = A_4 = 0$)
n, m	: 累乗の係数 ($m=3/4, n=0.343$)
α	: $J_y(0)$ に依存する関数
B, C	: 係数 ($B=23595, C=-0.350$)
${}_cK_a$: 正負交番繰り返し载荷による q_a の低減係数(=0.8)

(2) 第3章で使用した記号

実験パラメータ及びせん断耐力式を構築する際に用いた記号

δ_H	: 接合面のせん断変位
δ_V	: 既存部と補強部の離間距離 (目開き変位)
$c\sigma_B$: 既存部のコンクリートの圧縮強度
$g\sigma_B$: 補強部のグラウトの圧縮強度
E_C	: 既存部のコンクリートのヤング係数
E_G	: 補強部のグラウトのヤング係数
σ_0	: 接合面に生じる平均圧縮応力度
N	: 接合面に対する軸方向力
A_j	: 接合面の面積
R	: 円柱状シアキーの直径
t	: 円柱状シアキーの高さ
R/t	: 円柱状シアキーの幅高比
bQ_{sky}	: 円柱状シアキーの支圧破壊時のせん断耐力
sQ_{sky}	: 円柱状シアキーのシアオフ破壊時のせん断耐力
bq_{sky}	: 円柱状シアキー1個の支圧破壊時のせん断耐力
sq_{sky}	: 円柱状シアキー1個のシアオフ破壊時のせん断耐力
A_{sky}	: 円柱状シアキーの受圧面積
C_C	: $c\sigma_B$ による補正係数
C_N	: σ_0 による補正係数
C_R	: R による補正係数
n_{sky}	: 接合面に配置された円柱状シアキーの配置個数
$\bar{\sigma}_{cs}$: 基準支圧応力度(=75.3N/mm ²)
σ_c	: せん断耐力時の平均支圧応力度
σ_{cs}	: σ_c のせん断方向成分
θ	: σ_c のせん断方向に対する角度
R_s	: 円弧上の σ_c が作用する範囲
dA_{sky}	: 微小受圧面積
${}_c\sigma_{cs}$: σ_{cs} と $c\sigma_B$ の回帰式

$N\sigma_{cs}$: σ_{cs} と σ_0 の回帰式
$R\sigma_{cs}$: σ_{cs} と R の回帰式
$c\bar{\sigma}_{cs}$: σ_{cs} と $c\sigma_B$ の評価に用いた試験体の σ_{cs} の平均値(=56.0N/mm ²)
$N\bar{\sigma}_{cs}$: σ_{cs} と σ_0 の評価に用いた試験体の σ_{cs} の平均値(=71.9N/mm ²)
$R\bar{\sigma}_{cs}$: σ_{cs} と R の評価に用いた試験体の σ_{cs} の平均値(=56.0N/mm ²)
σ_0	: 円柱状シアキーに生じる平均圧縮応力度
pA_{sky}	: 接合面に配置された円柱状シアキーの水平投影面積の合計

上記以外にグラウトの2面せん断試験で使用した記号

h	: 試験体の高さ
w	: 試験体の幅
tQ_{max}	: 最大せん断荷重
τ	: tQ_{max} 時の平均せん断応力度

上記以外に円柱状シアキーのせん断力-せん断変位関係を構築する際に使用した記号

δQ_{sky}	: 円柱状シアキーによるせん断力
δ_{max1}	: せん断耐力に達する時のせん断変位
δ_{max2}	: 荷重低下領域に入る時のせん断変位
$b\gamma$: 支圧破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数
bA, bB	: $b\gamma$ に用いる係数($bA=0.052, bB=-0.229$)
$s\gamma$: シアオフ破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数
sA, sB	: $s\gamma$ に用いる係数($sA=0.054, sB=-0.268$)

(3) 第4章で使用した記号

実験パラメータ及びチップングの形状分析の際に用いた記号

δ_H	: 接合面のせん断変位
δ_V	: 既存部と補強部の離間距離 (目開き変位)
$c\sigma_B$: 既存部のコンクリートの圧縮強度
$G\sigma_B$: 補強部のグラウトの圧縮強度
E_C	: 既存部のコンクリートのヤング係数
E_G	: 補強部のグラウトのヤング係数
σ_0	: 接合面に生じる平均圧縮応力度
N	: 接合面に対する軸方向力
A_j	: 接合面の面積
A_{cr}	: 目荒らし面積
r_{cr}	: 目荒らし面積比

x, y	: 接合面における計測座標
θ	: 傾斜角
$\bar{\theta}$: 平均傾斜角(=0.581rad.)
ω	: 微小凹凸面の離間距離
ω_{θ}	: 微小凹凸面の接触変位
$\theta\Omega_j(\theta)$: 接合面全領域の傾斜密度関数
$\theta\Omega_{cr}(\theta)$: 目荒らし部の傾斜密度関数
$\theta N_j(\theta)$: 接合面全領域の傾斜頻度分布
$\theta N_{cr}(\theta)$: 目荒らし部の傾斜頻度分布
$\theta N_f(\theta)$: 平滑基準面の傾斜頻度分布
z	: 目荒らし深さ
z_{max}	: 最大目荒らし深さ
z_m	: 深さ密度関数を導出する際に採用した深さの最大値(=30mm)
$z\Omega_j(z)$: 接合面全領域の深さ密度関数
$z\Omega_{cr}(z)$: 目荒らし部の深さ密度関数
$z N_j(z)$: 接合面全領域の深さ頻度分布
$z N_{cr}(z)$: 目荒らし部の深さ頻度分布
$z N_f(z)$: 平滑基準面の深さ頻度分布
A_H	: 垂直投影面積
\bar{A}_H	: 単位接合面面積当たりの垂直投影面積
A_{Hm}	: 垂直投影面積密度関数を導出する際に採用した垂直投影面積の最大値(=5mm ²)
$A_H\Omega_j(\bar{A}_H)$: 接合面全領域の垂直投影面積密度関数
$A_H\Omega_{cr}(\bar{A}_H)$: 目荒らし部の垂直投影面積密度関数
$A_H N_j(\bar{A}_H)$: 接合面全領域の垂直投影面積頻度分布
$A_H N_{cr}(\bar{A}_H)$: 目荒らし部の垂直投影面積頻度分布
$A_H N_f(\bar{A}_H)$: 平滑基準面の垂直投影面積頻度分布

上記以外でチップングのせん断耐力を構築する際に用いた記号

Q_{ch}	: チップングのせん断耐力
Q_B	: 全体支圧抵抗によるせん断耐力
Q_I	: 局所噛み合い抵抗によるせん断耐力
$\delta_{V_{max}}$: 最大せん断力時における δ_v
A_B	: 全体支圧抵抗を受けることができる単体目荒らし部周囲の平滑部の面積
C_C	: コンクリート圧縮強度 $c\sigma_B$ による補正係数
C_N	: 平均圧縮応力度 σ_0 による補正係数
$i\sigma_S$: 単位 A_{cr} 当たりの局所噛み合い抵抗によるせん断耐力の基準値(=2.32N/mm ²)

$B\sigma_S$: 単位 A_B 当たりの全体支圧抵抗によるせん断耐力の基準値
K_{sh}	: 目荒らしの複雑な形状や r_{cr} の増加に伴う目荒らし部同士の重なり等による A_B の低減を考慮した関数
$B\sigma'_S$: $K_{sh} \times B\sigma_S$

上記以外でチップングのせん断力-せん断変位関係を構築する際に用いた記号

δQ_{ch}	: チップングのせん断力
δ_{max1}	: せん断耐力に達する時のせん断変位
δ_{max2}	: ポストピーク領域（荷重低下領域）に入るせん断変位
$b\gamma$: 荷重低下の勾配に依存する関数
${}_bA, {}_bB$: $b\gamma$ に用いる係数 (${}_bA=0.052, {}_bB=-0.229$)
σ_0	: 目荒らし部に生じる平均圧縮応力度

(4) 第5章で使用した記号

円柱状シアキーとあと施工アンカーを併用した場合のせん断力-せん断変位関係の構築の際に用いた記号

δ_H	: 接合面のせん断変位
δ_V	: 既存部と補強部の離間距離（目開き変位）
$c\sigma_B$: 既存部のコンクリートの圧縮強度
$g\sigma_B$: 補強部のグラウトの圧縮強度
E_C	: 既存部のコンクリートのヤング係数
E_G	: 補強部のグラウトのヤング係数
σ_0	: 接合面に生じる平均圧縮応力度
N	: 接合面に対する軸方向力
δQ	: 修正前モデルのせん断力
${}^c\delta Q$: 修正モデルのせん断力
δQ_a	: 単独時のあと施工アンカーのせん断力
δQ_{sky}	: 単独時の円柱状シアキーのせん断力
${}^c\delta Q_a$: 併用時にあと施工アンカーが負担するせん断力
${}^c\delta Q_{sky}$: 併用時に円柱状シアキーが負担するせん断力
δ_{max1}	: せん断耐力に達する時のせん断変位
δ_{max2}	: ポストピーク領域（荷重低下領域）に入るせん断変位
${}^c\sigma_0$: 併用時の接合面の平均圧縮応力度
${}^c\sigma'_0$: 併用時に円柱状シアキーに作用する平均圧縮応力度
n_a	: 接合面に配置されたあと施工アンカーの本数
d_a	: アンカー筋の径

l_e	: アンカー筋の接合面からの高さ
T	: δ_V によるアンカー筋に生じる軸力
T_a	: アンカー筋の引張による降伏荷重
${}_v N_a$: T の鉛直成分
${}_a \sigma_0$: ${}_v N_a$ による接合面の平均圧縮応力度(=-0.6N/mm ²)
σ_1, σ_2	: アンカー筋のひずみから算出される応力
M	: アンカー筋に生じる曲げモーメント
Z_a	: アンカー筋の断面係数
A_e	: アンカー筋の断面積
σ_y	: アンカー筋の降伏時の応力
δ_{Hy}	: σ_y に達した時のせん断変位
${}_c K_a$: 正負交番繰返し载荷による低減係数(=0.8)
Q_a	: あと施工アンカーのせん断耐力
Q_y	: せん断変位 δ_{Hy} 時のあと施工アンカーが負担するせん断力
${}^c \alpha$: 係数
N_{sky}	: 円柱状シアキーに生じる軸力
${}_p A_{sky}$: 接合面に配置された円柱状シアキーの水平投影面積の合計

上記以外にチッピングとあと施工アンカーを併用した場合のせん断力-せん断変位関係の構築の際に用いた記号

A_{cr}	: 目荒らし面積
${}^c Q_{ch}$: 併用時にチッピングが負担するせん断力
${}^c \sigma'_0$: 併用時にチッピングに作用する平均圧縮応力度

(5) 第6章で使用した記号

チッピングから円柱状シアキーへせん断力を置換するために第6章のみで使用した記号

${}^c \sigma'_{0,sky}$: 併用時に円柱状シアキーに作用する平均圧縮応力度
${}^c \sigma'_{0,ch}$: 併用時にチッピングに作用する平均圧縮応力度
${}_b \gamma_{sky}$: 円柱状シアキーにおける支圧破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数
${}_b \gamma_{ch}$: チッピングにおける支圧破壊時の荷重低下の勾配に依存する関数

既発表論文

1. 主論文

- 1) 阿部隆英, 坂本啓太, 樋渡健, 高瀬裕也, 香取慶一: あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合の接合面の応力状態を考慮した力学モデルの提案, 円柱状シアキーを用いた間接接合部に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 85 巻, 第 775 号, pp. 1209-1219, 2020. 9
- 2) Abe, T., Sakamoto, K., Hiwatashi, T., Takase, Y. and Katori, K.: Shear Strength of Post-installed Anchor and Cylindrical Shear-key in Seismic Reinforced Joints, 17th World Conference on Earthquake, No. 3f-0037, 2020. 9
- 3) 阿部隆英, 坂本啓太, 樋渡健, 高瀬裕也, 香取慶一: チッピングによる目荒らしにおけるせん断耐力の設計式の構築, 構造工学論文集, Vol. 66B, pp. 517-524, 2020. 3
- 4) 阿部隆英, 樋渡健, 高瀬裕也, 香取慶一: コンクリート構造物の耐震補強の接合部に適用する円柱状シアキーの力学モデルの構築, コンクリート工学論文集, Vol. 30, pp. 11-20, 2019. 7
- 5) 阿部隆英, 樋渡健, 高瀬裕也, 香取慶一: 反力係数を用いて補強部と既存部の挙動を評価した接着系あと施工アンカーの力学モデル, コンクリート工学年次論文集, Vol. 40, No. 2, pp. 979-984, 2018. 7
- 6) 阿部隆英, 樋渡健, 坂本啓太, 高瀬裕也, 香取慶一: 既存コンクリートのチッピングによる目荒らしの凹凸形状がせん断耐力に及ぼす影響, 日本建築学会技術報告集, 第 24 巻, 第 57 号, pp. 655-660, 2018. 6
- 7) 阿部隆英, 樋渡健, 久保田雅春, 高瀬裕也, 香取慶一: コンクリート構造物の耐震補強の接合部に適用する円柱状シアキーの提案と耐力式の構築, 円柱状シアキーを用いた間接接合部に関する研究-, 日本建築学会構造系論文集, 第 82 巻, 第 736 号, pp. 873-883, 2017. 6
- 8) Abe, T., Hiwatashi, T., Kubota, M., Takase, Y. and Katori, K.: FORMULA FOR SHEAR STRENGTH OF CLINDRICAL SHEAR-KEY APPLIED SEISMIC RETROFITTING, 16th World Conference on Earthquake, No.611, 2017. 1

2. 関連論文

(1) 査読論文

- 1) 奥山裕希恵, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: あと施工アンカーのダウエルモデルと目荒らしモデルの累加に関する研究, コンクリート構造物の補修, 補強, アップグレード論文報告集, Vol. 19, pp. 497-502, 2019.10
- 2) 奥山裕希恵, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: 耐震補強接合部におけるあと施工アンカーのダウエル効果と目荒らし面の噛み合い効果の累加に関する検証, コンクリート工学論文集, Vol. 30, pp. 35-43, 2019.7
- 3) 武者右京, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: 既存コンクリート目荒らし面の形状モデルを用いたせん断耐力式の提案, コンクリート工学年次論文集, Vol. 41, No. 2, pp. 949-954, 2019.7

- 4) 片桐優紀, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: 既存コンクリート目荒らし面のせん断載荷実験手法と耐力性状, コンクリート工学年次論文集, Vol. 41, No. 2, pp. 979-984, 2019.7
- 5) Katagiri, Y., Takase, Y., Abe, T., Sakamoto, K., Hiwatashi, T. and Katori, K.: Mechanical Model of Roughened Concrete of Existing Members for Shear Failure Mode, 10th International Concrete on Fracture Mechanics of Concrete and Concrete Structures, 2019. 6
- 6) Musya, U., Katagiri, Y., Takase, Y., Abe, T., Sakamoto, K., Hiwatashi, T. and Katori, K.: Bearing Strength Formula of Roughened Concrete Considering Vertical Projection Area, Journal of Advanced Concrete Technology, Vol. 17, pp. 309-318, 2019. 6
- 7) 武者右京, 高瀬裕也, 阿部隆英, 坂本啓太, 樋渡健, 香取慶一: 既存コンクリート目荒らし面における3Dスキャナを用いた形状座標値によるせん断耐力式, 日本建築学会技術報告集, 第25巻, 第59号, pp. 55-60, 2019. 2
- 8) 磯崎翼, 高瀬裕也, 阿部隆英, 坂本啓太, 樋渡健, 香取慶一: 既存コンクリート部材におけるコンクリートと目荒らし面のせん断応力伝達と微小面の接触応力に基づく力学モデル, 日本建築学会構造系論文集, 第83巻, 第750号, pp. 1151-1159, 2018. 8
- 9) 磯崎翼, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: 圧縮強度を違えたコンクリート目荒らし面のせん断応力伝達機構を再現する構成モデル, コンクリート工学年次論文集, Vol. 40, No. 2, pp. 73-78, 2018.7
- 10) 武者右京, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: 既存コンクリート目荒らし面の垂直投影面積を考慮した支圧破壊時におけるせん断耐力式の提案, コンクリート工学年次論文集, Vol. 40, No. 2, pp. 961-966, 2018. 7
- 11) 片桐優紀, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: 等価破壊面深さを用いた既存コンクリート目荒らし面のせん断破壊耐力の推定手法, コンクリート工学年次論文集, Vol. 40, No. 2, pp. 967-972, 2018. 7
- 12) Isozaki, T., Musya, U., Takase, Y., Abe, T., Sakamoto, K., Hiwatashi, T. and Katori, K.: Mechanical model of shear stress transfer of roughened concrete surface for R/C existing member, Computational Modelling of Concrete and Concrete Structures, pp. 973-981, 2018. 2
- 13) 磯崎翼, 高瀬裕也, 阿部隆英, 樋渡健: 既存部材におけるコンクリート目荒らし面のせん断抵抗に関する基礎的研究, コンクリート工学年次論文集, Vol. 39, No. 2, pp. 919-924, 2017. 7

(2) 講演

- 1) 奥山裕希恵, 高瀬裕也, 阿部隆英, 坂本啓太, 樋渡健, 香取慶一: 耐震補強接合部の力学挙動を再現する修正モデルと軸力の影響, 日本建築学会北海道支部研究報告集, Vol. 92, pp. 53-56, 2019. 6
- 2) 片桐優紀, 高瀬裕也, 武者右京, 阿部隆英, 坂本啓太, 樋渡健, 香取慶一: 既存コンクリート目荒らし面の形状特性に基づくせん断耐力式の構築, 日本建築学会北海道支部研究報告集, Vol. 91, pp. 107-110, 2018. 6

- 3) 奥山裕希恵, 高瀬裕也, 阿部隆英, 坂本啓太, 樋渡健, 香取慶一: 耐震補強接合部におけるダウエルモデルと目荒らしモデルの累加による実験結果の再現性, 日本建築学会北海道支部研究報告集, Vol. 91, pp. 155-158, 2018. 6
- 4) 磯崎翼, 武者右京, 高瀬裕也, 阿部隆英, 坂本啓太, 樋渡健, 香取慶一: 耐震補強接合部におけるコンクリート目荒らし面のせん断抵抗性能, 日本建築学会北海道支部研究報告集, Vol. 90, pp. 45-48, 2017. 6
- 5) 樋渡健, 坂本啓太, 阿部隆英: 現場施工を想定したグラウトキーの性能確認実験 (その 1) 実験計画, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 633-634, 2021. 9
- 6) 坂本啓太, 樋渡健, 阿部隆英: 現場施工を想定したグラウトキーの性能確認実験 (その 2) 実験結果, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 635-636, 2021. 9
- 7) 高瀬裕也, 樋渡健, 阿部隆英, 坂本啓太, 香取慶一: 増し打ち壁補強工法にグラウトキーを適用した際の性能検証 (その 1) 実験計画, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 13-14, 2019. 9
- 8) 阿部隆英, 坂本啓太, 樋渡健, 高瀬裕也, 香取慶一: 増し打ち壁補強工法にグラウトキーを適用した際の性能検証 (その 2) 実験結果, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 15-16, 2019. 9
- 9) 高瀬裕也, 樋渡健, 阿部隆英, 坂本啓太, 香取慶一: 増し打ち壁補強工法にグラウトキーを適用した際の性能検証 (その 3) 3次元有限要素法による解析的検討, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 17-18, 2019. 9
- 10) 香取慶一, 樋渡健, 阿部隆英, 坂本啓太, 高瀬裕也: 既存コンクリート目荒らし面にあと施工アンカーを併用した場合の力学挙動に関する研究 (その 1) 実験計画, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 123-124, 2018. 9
- 11) 高瀬裕也, 樋渡健, 阿部隆英, 坂本啓太, 香取慶一: 既存コンクリート目荒らし面にあと施工アンカーを併用した場合の力学挙動に関する研究 (その 2) あと施工アンカー及び目荒らしのみの試験体における実験結果, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 125-126, 2018. 9
- 12) 阿部隆英, 樋渡健, 坂本啓太, 高瀬裕也, 香取慶一: 既存コンクリート目荒らし面にあと施工アンカーを併用した場合の力学挙動に関する研究 (その 3) 目荒らしとあと施工アンカーを併用した試験体における実験結果, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 127-128, 2018. 9
- 13) 阿部隆英, 坂本啓太, 磯崎翼, 武者右京, 高瀬裕也, 樋渡健, 香取慶一: 既存コンクリートの目荒らし面のせん断抵抗性能に関する研究 (その 1) 研究背景とせん断荷重実験の計画, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 339-340, 2017. 9
- 14) 高瀬裕也, 磯崎翼, 武者右京, 阿部隆英, 坂本啓太, 樋渡健, 香取慶一: 既存コンクリートの目荒らし面のせん断抵抗性能に関する研究 (その 2) せん断伝達機構を評価する力学モデル, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 341-342, 2017. 9

- 15) 武者右京, 磯崎翼, 阿部隆英, 坂本啓太, 高瀬裕也, 樋渡健, 香取慶一: 既存コンクリートの目荒らし面のせん断抵抗性能に関する研究 (その 3) 実験結果および解析結果による最適目荒らし面積の検討, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 343-344, 2017. 9
- 16) 香取慶一, 樋渡健, 村田鉄雄, 久保田雅春, 阿部隆英, 高瀬裕也, 平田誠之: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 1) 目荒らし工法の概要と要素試験概要, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 785-786, 2012. 9
- 17) 樋渡健, 村田鉄雄, 阿部隆英, 久保田雅春, 高瀬裕也, 平田誠之, 香取慶一: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 2) 要素試験結果, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 787-788, 2012. 9
- 18) 阿部隆英, 久保田雅春, 高瀬裕也, 樋渡健, 村田鉄雄, 平田誠之, 香取慶一: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 3) 設計式の検討, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 789-790, 2012. 9
- 19) 村田鉄雄, 坂崎友美, 樋渡健, 阿部隆英, 久保田雅春, 高瀬裕也, 平田誠之, 香取慶一: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 4) 騒音測定結果と現場への適用, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 791-792, 2012. 9
- 20) 村田鉄雄, 樋渡健, 阿部隆英, 久保田雅春, 高瀬裕也, 坂崎友美, 平田誠之, 香取慶一: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 5) 接合部試験概要, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 289-290, 2013. 9
- 21) 阿部隆英, 久保田雅春, 高瀬裕也, 坂崎友美, 樋渡健, 村田鉄雄, 平田誠之, 香取慶一: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 6) 接合部試験結果, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 291-292, 2013. 9
- 22) 香取慶一, 阿部隆英, 久保田雅春, 高瀬裕也, 坂崎友美, 樋渡健, 村田鉄雄, 平田誠之: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 7) 耐力の検証, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 293-294, 2013. 9
- 23) 坂崎友美, 阿部隆英, 久保田雅春, 高瀬裕也, 樋渡健, 村田鉄雄, 平田誠之, 香取慶一: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 8) 従来工法との騒音・振動の比較, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 295-296, 2013. 9
- 24) 広瀬健作, 久保田雅春, 阿部隆英, 高瀬裕也, 樋渡健, 村田鉄雄, 香取慶一: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 9) グラウトキーを用いた接合部実験の概要, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 163-164, 2014. 9
- 25) 香取慶一, 久保田雅春, 広瀬健作, 阿部隆英, 高瀬裕也, 樋渡健, 村田鉄雄: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 10) グラウトキーによる支圧耐力の評価, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 165-166, 2014. 9
- 26) 村田鉄雄, 樋渡健, 久保田雅春, 広瀬健作, 阿部隆英, 高瀬裕也, 香取慶一: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 11) アンカー筋のダウエル効果の評価, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 167-168, 2014. 9

- 27) 阿部隆英, 久保田雅春, 広瀬健作, 高瀬裕也, 樋渡健, 村田鉄雄, 香取慶一: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 12) アンカー筋とグラウトキーを併用した接合部のせん断力の評価, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 169-170, 2014. 9
- 28) 香取慶一, 久保田雅春, 阿部隆英, 高瀬裕也, 樋渡健, 村田鉄雄: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 13) グラウトキーの形状の違いによる支圧耐力の評価, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 627-628, 2015. 9
- 29) 阿部隆英, 久保田雅春, 高瀬裕也, 樋渡健, 村田鉄雄, 香取慶一: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 14) 外付け補強架構実験, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 629-630, 2015. 9
- 30) 香取慶一, 久保田雅春, 阿部隆英, 樋渡健, 高瀬裕也: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 15) グラウトキーの最終破壊形式, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 579-580, 2016. 9
- 31) 阿部隆英, 樋渡健, 久保田雅春, 高瀬裕也, 香取慶一: 低騒音・低振動型目荒らし工法の開発 (その 16) グラウトキーのシアオフ破壊時のせん断耐力における一考察, 日本建築学会学術講演梗概集, 構造IV, pp. 581-582, 2016. 9

付録1 円柱状シアキーの施工について

1.1 はじめに

円柱状シアキーの開発当初からせん断実験を実施してきており、円柱状シアキーの基礎的なデータを採取するため、本論文の円柱状シアキーの施工は、コンクリートコアを抜くためのダイヤモンドコアビットを湿式コアドリルに装着して切削し、残置しているコンクリートはコンクリートタガネで用いて除去している。実用化に向けて、この作業を簡素化する必要があると共に、実用化する円柱状シアキーの構造性能は、本研究で行った施工方法と同等でなければならない。そこで、実用化に向けて円柱状シアキーの工具と施工方法における開発を行い、構造性能を確認するためのせん断実験を実施する。これらの結果から本付録では、施工方法と実験結果から実用化が可能か検討する。

1.2 円柱状シアキーの施工方法

実用化に向けて、円柱状シアキーを穿孔するための専用のダイヤモンドコアビットを開発した。そして、湿式コアドリルにこのコアビットを用いることで、円柱状シアキーの全領域が切削される。Photo A1-1 に湿式コアドリルを示し、Photo A1-2 に専用のダイヤモンドコアビットを示す。湿式コアドリルには深さ調整用ダンパーが取り付けられており、円柱状シアキーの深さが調整できる。これにより、施工時の出来型は確実に幅高比 10 程度となり、破壊形式は支圧破壊型とすることができる。

Photo A1-3 に施工状況を示す。施工は、湿式コアドリルを回転させた状態で、既存躯体面に押し当てて穿孔する。穿孔時間は、1 孔あたり約 30 秒～60 秒程度であり、作業の効率が向上した。この工法で施工した円柱状シアキーを Photo A1-4 に示す。施工後の円柱状シアキーの縁部は、ほぼ直角となっていることから、既存部コンクリートは支圧抵抗を十分に確保できると推察される。

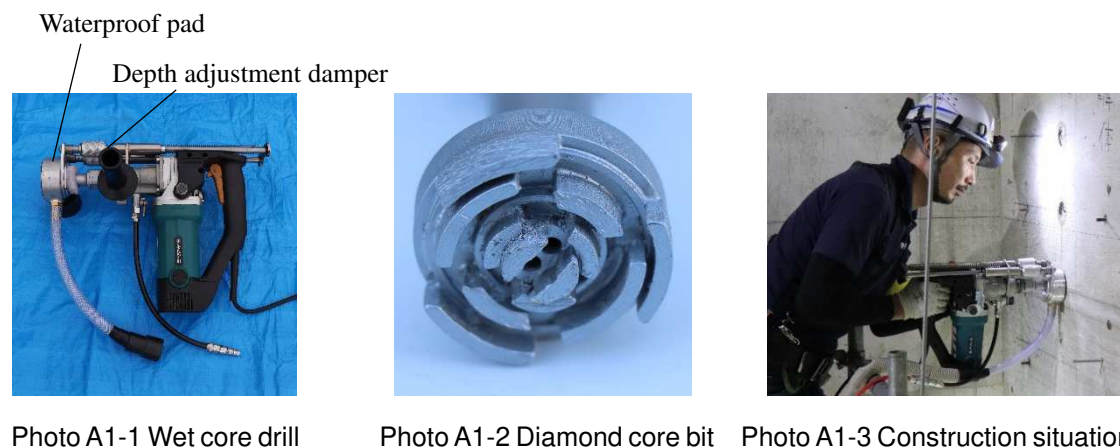


Photo A1-1 Wet core drill

Photo A1-2 Diamond core bit

Photo A1-3 Construction situation



Photo A1-4 Cylindrical shear-key

Table A1-1 Material test results

Loading method	σ_0 (N/mm ²)	Existing concrete		Grouting mortar		Cylindrical shear-key	
		$c\sigma_B$ (N/mm ²)	E_C (kN/mm ²)	$g\sigma_B$ (N/mm ²)	E_G (kN/mm ²)	R (mm)	R/t
Monotonic loading	0.48	10.3	16.2	57.3	26.7	52	10

1.3 せん断実験

Photo A1-1 及び A1-2 の工具を用いて円柱状シアキーを穿孔し、単調載荷実験を実施した。Table A1-1 に材料試験結果を示す。また、試験体に配置した円柱状シアキーは6個であり、破壊形式は支圧破壊型とするため幅高比 $R/t = 10$ とし、載荷方法は単調載荷とした。なお、試験体の諸元や載荷装置は3章に示したSシリーズと同様であり、試験体数は2体(試験体名称はNo.1, No.2 とする)である。

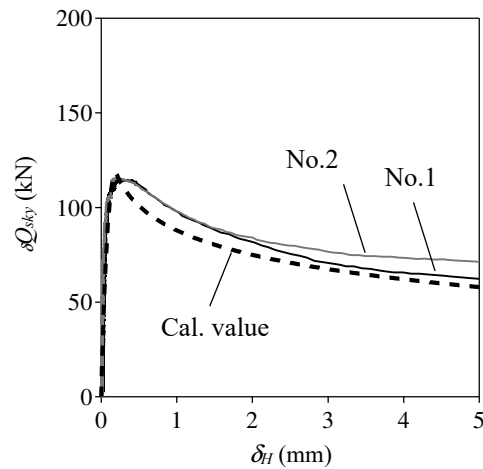


(a) No.1



(b) No.2

Photo A1-5 Final fracture status

Fig.A1-1 δQ_{sky} - δ_H relation

最終破壊状況を Photo A1-5 に示す。破壊形式は著者が想定した通り、支圧破壊となった。Fig.A1-1 にせん断力 δQ_{sky} -せん断変位 δ_H 関係を示す。最大せん断力は、試験体 No.1 と No.2 でそれぞれ 114.9kN, 115.6kN であり、3 章で構築した支圧破壊型のせん断耐力式による計算値は 117.8kN である。また、Fig.A1-1 に併記したせん断力-せん断変位関係は、実験値を精度よく表現できていると言える。これらの結果から、前節で述べた工法で施工した円柱状シアキーの構造性能は、本論文の研究内容と同様として扱うことができる。

1.4 まとめ

実用化に向けて円柱状シアキーの工具と施工方法における開発を行い、構造性能を確認するためのせん断実験を実施した。その結果、穿孔深さが調整できるダンパーを湿式コアドリルに取り付けて施工を行うことから、破壊形式が確実に支圧破壊型となるような施工が可能になる。また、施工後の円柱状シアキーの縁部は、ほぼ直角となっていることから、既存部コンクリートは支圧抵抗を十分に確保できると推察される。せん断実験においては、本論文で構築したせん断耐力式とせん断力-せん断変位関係は、実験値を精度よく表現できていることから、本論文の研究内容と同様として扱うことができる。これらより、提案する工法は実用化できると判断される。

付録2 チッピングによる目荒らしの形状計測方法と分析方法について

2.1 はじめに

本論文のチッピングによる目荒らし（以下、チッピングと略称する）の形状の計測において、チッピングによる目荒らしの面積比の計測は画像解析を用いて行い、凹凸の形状については高感度スポットレーザー変位計を用いて計測を実施した。この計測値より、チッピングを施工した接合面の3次元座標を作成し、深さ密度関数、高さ密度関数及び垂直投影面積密度関数を求めている。

本論文で行った計測方法や分析方法は、プレキャストの接合面を含むコンクリートの打ち継ぎ面の粗さやコンクリートの亀裂面の形状に関する、それぞれの既往の研究に基づいている。本付録では、これらの既往の研究と本論文の計測方法や分析方法について記載する。

2.2 既往の研究による亀裂面や粗さの計測手法及び本論文の計測手法

第1章1.2節の既往の研究でも触れたが、武井^{A2-1)}はコンクリート打ち継ぎ面の粗さを計測するため、コンクリート表面を石膏で型取りし、その切断面を拡大コピーして定規で数値を計測している。その後、三橋ら^{A2-2)}はセメント硬化体の破面観察手法を確立するため、試験体を固定してスポットレーザー変位計を移動させて計測する方法や、多点スポット光式距離センサーを固定して計測面を移動させて計測する方法を比較し、報告している。また、香取ら^{A2-3),A2-4)}はプレ

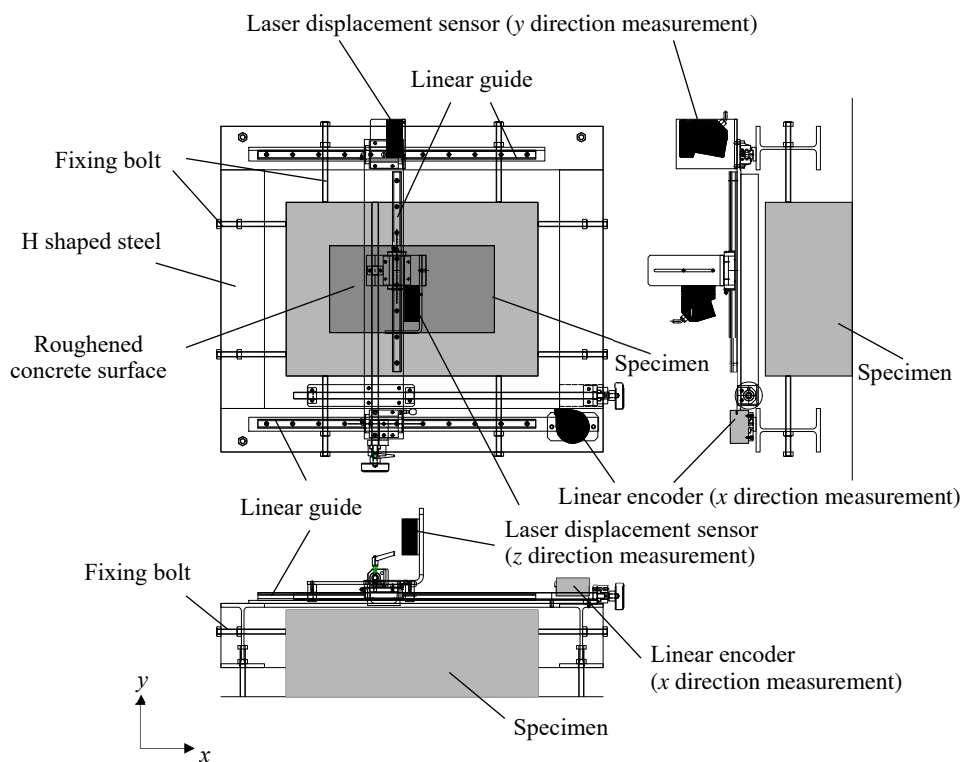


Fig.A2-1 Shape measurement equipment

キャスト接合部の先打ち部分の粗さを測定するため、スポットレーザー変位計を固定し、精密機械工作用旋盤に設置した試験体を等速で移動させる計測方法を用いている。更にコンクリート亀裂面を対象として和田ら^{A2-5)}は、直線レーザー反射光の画像を幾何解析して照射位置での座標を算定する光切断法を採用しており、高瀬ら^{A2-6)}はスポットレーザー変位計を用いて、ひび割れ面が形成された試験体をスライディングテーブルの上に設置し、試験体を等速で稼働させて計測している。

本論文では、スポットレーザー変位計を平面的に移動させ、3次元座標を取得する方法を採用している。4.4節で記載した形状計測装置をFig.A2-1に示す。まず、計測面である試験体が長さ580mm×幅400mm×高さ200mmと大きいため、試験体自体を等速で移動させることが困難であることから、スポットレーザー変位計を移動させることとした。また、リニアエンコーダーを用いることで、せん断方向 x の位置が検出でき、同時にへりあき方向 y 及び深さ方向 z が計測できるため、スポットレーザー変位計を等速で移動させる必要がない。

続いて、スポットレーザー変位計を滑らかに移動させるため、試験体に固定するH鋼にリニアガイドを用いた。これらの装置を用いて、チッピングの形状のデータを取得した。

以上より、香取ら^{A2-3),A2-4)}や高瀬ら^{A2-6)}がスポットレーザー変位計を用いて試験体を稼働させて形状を計測する手法を基本として考え、本論文では試験体を固定してスポットレーザー変位計を稼働して計測している。

2.3 既往の研究による亀裂面や粗さの分析方法及び本論文の分析方法

チッピングのせん断耐力を評価するためには、面積と形状を把握する必要がある。まず、面積については、平滑な接合面に黒の塗料を塗装し、その後チッピングすることで、チッピング部分と大きな明度差が生じる。これを利用して、撮影した画像を正射投影及び二値化し、画像解析より面積を算出している。

続いて、チッピングの形状においても、様々な因子がせん断耐力に影響する。例えば、傾斜角、チッピングされた部分の粗さ、チッピングの最大高さ等が挙げられる。プレキャスト接合面を含むコンクリート接合面に着目した既往の研究において、武井^{A2-1)}は十点平均粗さ、自乗平均粗さ、中心線平均粗さを主に粗さの指標として用い、香取ら^{A2-3),A2-4)}はこれらに加え、負荷曲線^{A2-3)}と呼ばれるコンクリートの実質部分長さを計測長さで除した値を採用している。また、コンクリートの亀裂面においては、李ら^{A2-7)}が、接触面方向角から接触面密度関数を導出し、せん断応力伝達の力学モデルに適用しており、和田ら^{A2-5),A2-8)}は傾斜密度関数及び高さ密度関数を用いて分析している。更に高瀬ら^{A2-6),A2-9)}は、傾斜密度関数をモデル化し、微小な接触現象においても評価している。

これらを整理すると、ここでは形状を分析する方法として、大別するとコンクリート打ち継ぎ面を対象とした武井と香取らの粗さの分析手法（以下、分析手法Aと称する）と、亀裂面を対象とした李ら、和田ら及び高瀬らによる分析手法（以下、分析手法Bと称する）の2種類が

付録2 チッピングによる目荒らしの形状計測方法と分析方法について

挙げられる。それぞれの形状分析方法の特徴を Table A2-1 に示す。

チッピングのせん断耐力式を構築するにあたり、本論文ではせん断抵抗要素を局所噛み合い抵抗と全体支圧抵抗の2つに別けている。Fig.A2-2 に全体支圧抵抗と局所噛み合い抵抗の概念を示す。チッピングの形状分析は、得られた3次元座標から傾斜密度関数、高さ密度関数及び垂直投影面積密度関数を適用している。つまり、チッピングの基本的な形状を捉えるために分析手法 B の考え方を採用していることになる。この手法により、目荒らし部の高さや傾斜角度をモデル化し、目荒らし部の最大目荒らし深さ z_{max} 及び平均傾斜角 $\bar{\theta}$ を導くことで、チッピングの形状を捉えることができた。しかしながら、チッピングは接合面全域に施工されていないため、分析手法 B のみでは、単体目荒らし部同士の間隔や重なり等、多くの不規則な要素を含んでいることから、全体支圧抵抗を受けることができる単体目荒らし部周囲の平滑面の面積 A_B を設定することが困難であった。Fig.A2-3 に A_B の概念を示す。そこで、目荒らし面積比 r_{cr} が 1.0 に近づくに連れ目荒らし部同士が重なり合い、 A_B は 0mm^2 に漸近する考えは、香取ら^{A2-3)}が提案する負荷曲線^{A2-3)}と類似している。

Table A2-1 Features of shape analysis method

	武井, 香取らの 形状分析手法 (分析手法 A) Shape analysis method by Takei and Katori et al. (Analysis method A)	李ら, 和田ら及び高瀬らの 形状分析手法 (分析手法 B) Shape analysis method by Li et al., Wada et al. and Takase et al. (Analysis method B)
研究対象 Research target	コンクリート打ち継ぎ面 Concrete joint surface	コンクリート亀裂面 Concrete crack surface
主な評価手法 Main evaluation methods	十点平均粗さ, 自乗平均粗さ, 中心線平均粗さ, 負荷値 ^{A2-3)} Ten-point height of irregularities, Root mean average roughness, Center line average roughness, Load value ^{A2-3)}	接触理論 Contact theory
せん断耐力式, せん断応力に適用する主な因子 Main factors applied to shear strength formula or shear stress	十点平均粗さ ^{A2-3)} , 負荷値・負荷曲線 ^{A2-3)} Ten-point height of irregularities ^{A2-3)} , Load value・Load curve ^{A2-3)}	接触面密度関数 ^{A2-7)} , 傾斜密度関数 ^{A2-9)} Contact surface density function ^{A2-7)} , Incline density function ^{A2-9)}

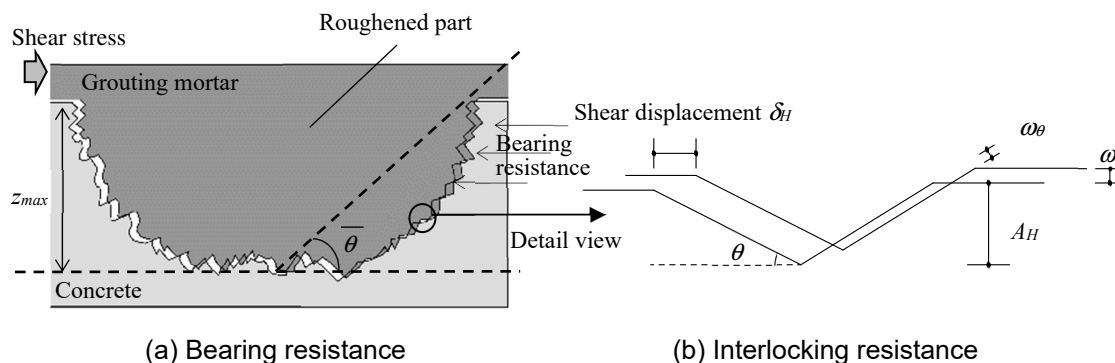


Fig.A2-2 Image of shear resistance of roughened concrete

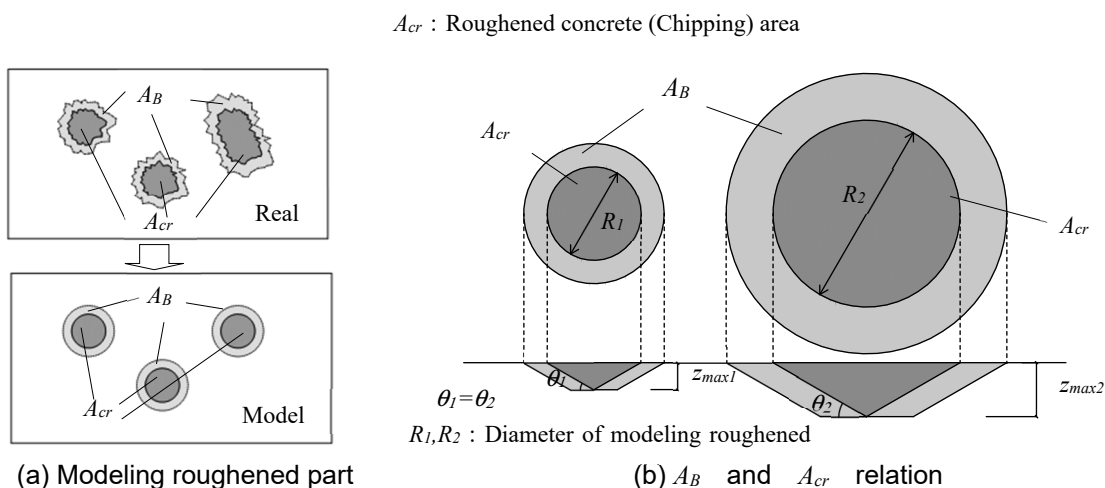


Fig. A2-3 A_B concept

以上より、本論文ではコンクリート打ち継ぎ面や亀裂面の形状分析手法を応用して、オリジナルのチッピングによる目荒らしのせん断耐力式を構築した

2.4 まとめ

本論文で行った計測方法や分析方法は、プレキャストの接合面を含むコンクリートの打ち継ぎ面の粗さやコンクリートの亀裂面の形状に関する、それぞれの既往の研究に基づいている。チッピングによる目荒らしの形状分析方法では、香取ら^{A2-3),A2-4)}や高瀬ら^{A2-6)}がスポットレーザー変位計を用いて試験体を稼働させて形状を計測する手法を基本として考え、本論文では試験体を固定してスポットレーザー変位計を稼働して計測した。また、形状分析では、李ら^{A2-7)}、和田ら^{A2-5),A2-8)}及び高瀬ら^{A2-6),A2-9)}がコンクリート亀裂面の形状分析に用いている、接触面密度関数や傾斜角度密度関数の考え方を適用した。更に、香取ら^{A2-3)}が提案するせん断耐力式に用いている負荷曲線と全体支圧抵抗を受けることができる単体目荒らし部周囲の平滑面の面積 A_B の考

付録2 チッピングによる目荒らしの形状計測方法と分析方法について

え方は類似していると言える。これらより、本論文ではコンクリート打ち継ぎ面や亀裂面の形状分析手法を応用して、オリジナルのチッピングによる目荒らしのせん断耐力式を構築した。

【参考文献】

- A2-1) 武井一夫: コンクリート打継ぎ面の界面粗さの評価方法 -界面粗さの形状とせん断伝達-, 日本建築学会構造系論文集, 第 455 号, pp. 7-16, 1994. 1
- A2-2) 三橋博三, 梅岡俊治, 三浦悟: セメント硬化体の破壊断面に関する基礎的研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 445 号, pp. 19-25, 1993. 3
- A2-3) 香取慶一, 林静雄, 槇谷貴光, 牛垣和正: コンクリート接合面の粗さを用いた接合面せん断耐力の推定と滑り変位挙動 -プレキャスト接合部のせん断挙動に関する研究-, 日本建築学会構造系論文集, 第 507 号, pp. 107-116, 1998. 5
- A2-4) 香取慶一, 林静雄, 牛垣和正 乗物丈巳: 直交鉄筋が配置されたコンクリート接合面のせん断挙動と接合面表面粗さとの関係 -プレキャスト接合部のせん断挙動に関する研究-: 日本建築学会構造系論文集, 第 508 号, pp. 101-110, 1998. 6
- A2-5) 和田俊良, 佐藤龍司, 石川千温, 上田正生: レーザービーム光線による亀裂面形状測定手法の開発とデータの 2 次元分析手法の提案 -コンクリート亀裂面の形状特性分析に関する基礎的研究 (その 1) -: 日本建築学会構造系論文集, 第 490 号, pp. 179-188, 1996. 12
- A2-6) 高瀬裕也, 和田俊良, 上田正生: 摩擦を無視した接触論に基づくせん断伝達応力の検証 -コンクリートひび割れ面のせん断伝達機構に関する研究 その 1-: 日本建築学会構造系論文集, 第 622 号, pp. 155-162, 2007. 12
- A2-7) 李宝禄, 前川宏一: 接触密度関数に基づくコンクリートひび割れ面の応力伝達構成式, コンクリート工学論文, Vol.26, No.1, pp.123-137, 1988.1
- A2-8) 和田俊良, 佐藤龍司, 石川千温, 上田正生: 種々の応力モード下におけるコンクリート亀裂面の 2 次元形状分析 -コンクリート亀裂面の形状特性分析に関する基礎的研究 (その 2) -: 日本建築学会構造系論文集, 第 504 号, pp. 81-86, 1998. 2
- A2-9) 高瀬裕也, 和田俊良, 上田正生: ひび割れ微小面のせん断軟化現象を考慮した 2 次元せん断伝達モデルの提案とその適合性の検証 -コンクリートひび割れ面のせん断伝達機構に関する研究 その 2-: 日本建築学会構造系論文集, 第 73 巻, 第 630 号, pp. 1323-1330, 2007. 12

付録3 コンクリートとグラウトの材料について

耐震補強を要する建物のコンクリート強度が一般的に $13.5\sim 30\text{N/mm}^2$ 程度であることから、本論文で使用した既存部のコンクリート強度は、この間で概ね 3 水準を目標として打設している。コンクリートの配合は、最大骨材寸法を 20mm とし、水セメント比は、前述の目標強度に合わせて設定している。

本論文で使用した補強部のグラウトは、耐震補強で一般的に用いられるプレミックスタイプの無収縮グラウト材である。使用したグラウトの種類は 3 種類であり、J ロート試験の結果が 8 ± 2 秒となるように、メーカーが規定する水量内で水量を決定した。

以上より、本論文で使用したコンクリートとグラウトを Table A3-1～A3-5 に示す。

Table A3-1 Concrete and grouting mortar (Chapter 2 Series A)

Series	No.	Year ^{※1}	Concrete				Grouting mortar		
			$c\sigma_B$ (N/mm^2)	E_C (kN/mm^2)	W/C (%)	Maximum size (Coarse aggregate) (mm)	$G\sigma_B$ (N/mm^2)	E_G (kN/mm^2)	Product ^{※2}
A	A13-PreLL	2013	14.5	22.1	105	20	57.3	25.8	A
	A16-PreLL	2013			105	20			A
	A19-PreLL	2013			105	20			A
	A13-LL	2013			105	20			A
	A13-LM	2016	21.7	22.1	-	20	57.3	26.7	C
	A13-LH	2015	29.9	26.3	64.3	20	57.3	24.8	B
	A16-LL	2013	14.5	22.1	105	20	57.3	25.8	A
	A16-LM	2016	17.8	25.7	-	20	69.4	25.7	C
	A16-LH	2015	29.9	26.3	64.3	20	57.3	26.7	B
	A19-LL	2013	14.5	22.1	105	20	57.3	25.8	A
	A19-LM	2016	21.7	22.1	-	20	57.3	26.7	C
	A19-LH	2015	29.9	26.3	64.3	20	57.3	26.7	B
	A16-LM-cy	2017	21.7	21.8	-	20	57.3	25.8	C
	A19-LM-cy	2017			-	20			C

$c\sigma_B$: Concrete compressive strength, E_C : Concrete elastic modulus

$G\sigma_B$: Grouting mortar compressive strength, E_G : Grouting mortar elastic modulus

Table A3-2 Concrete and grouting mortar (Chapter 3 Series S)

Series	No.	Year ^{※1}	Concrete				Grouting mortar		
			$c\sigma_B$ (N/mm ²)	E_C (kN/mm ²)	W/C (%)	Maximum size (Coarse aggregate) (mm)	$G\sigma_B$ (N/mm ²)	E_G (kN/mm ²)	Product ^{※2}
S	S30-5LL1,2	2014	13.0	-	-	20	59.2	-	B
	S40-5LL1	2014	13.0	-	-	20	59.2	-	B
	S40-10LL1,2	2015	10.3	16.2	-	20	57.3	26.7	B
	S40-10LM1,2	2015	21.7	22.1	78.8	20	57.3	26.7	B
	S40-10LH1,2	2015	29.9	26.3	64.3	20	57.3	26.7	B
	S52-5LL1,2	2013	14.5	22.1	105	20	57.3	25.8	A
	S52-5LM1,2	2015	21.7	22.1	78.8	20	57.3	26.7	B
	S52-5LH1,2	2013	32.9	27.7	62.1	20	57.3	25.8	A
	S52-10LL1,2	2013	14.5	22.1	105	20	57.3	25.8	A
	S52-10LM1,2	2015	21.7	22.1	78.8	20	57.3	26.7	B
	S52-10LH1,2	2013	32.9	27.7	62.1	20	57.3	25.8	A
	S60-10LL1,2	2015	10.3	16.2	-	20	57.3	26.7	B
	S60-10LM1,2	2015	21.7	22.1	78.8	20	57.3	26.7	B
	S60-10LH1,2	2015	29.9	26.3	64.3	20	57.3	26.7	B
	S52-5ML1,2	2013	14.5	22.1	105	20	57.3	25.8	A
	S52-10ML1,2	2013	14.5	22.1	105	20	57.3	25.8	A
	S52-10MM1,2	2015	21.7	22.1	78.8	20	57.3	26.7	B
	S52-10MH1,2	2015	29.9	26.3	64.3	20	57.3	26.7	B
	S52-10HL1,2	2015	10.3	16.2	-	20	57.3	26.7	B
	S52-10HM1,2	2015	21.7	22.1	78.8	20	57.3	26.7	B
S52-10HH1,2	2015	29.9	26.3	64.3	20	57.3	26.7	B	
S52-5LM-cy	2015	17.1	24.7	-	20	64.6	26.2	B	
S52-10LM-cy	2015	17.1	24.7	-	20	64.6	26.2	B	

$c\sigma_B$: Concrete compressive strength, E_C : Concrete elastic modulus

$G\sigma_B$: Grouting mortar compressive strength, E_G : Grouting mortar elastic modulus

Table A3-3 Concrete and grouting mortar (Chapter 4 Series CH)

Series	No.	Year ^{※1}	Concrete				Grouting mortar		
			$c\sigma_B$ (N/mm ²)	E_C (kN/mm ²)	W/C (%)	Maximum size (Coarse aggregate) (mm)	$g\sigma_B$ (N/mm ²)	E_G (kN/mm ²)	Product ^{※2}
CH	CH-M10LL-cy	2017	7.9	14.6	103	20	72.3	24.4	C
	CH-M10LM-cy	2016	17.1	24.7	83.6	20	64.6	26.2	C
	CH-M10LH-cy	2017	31.7	30.1	60.0	20	72.3	24.4	C
	CH-D10LM-cy	2016	19.9	29.1	83.6	20	68.7	26.3	C
	CH-S20LM-cy	2016	19.9	29.1	83.6	20	68.7	26.3	C
	CH-M20LL-cy	2017	7.9	14.6	103	20	72.3	24.4	C
	CH-M20LM-cy	2016	19.9	29.1	83.6	20	68.7	26.3	C
	CH-M20LH-cy	2017	31.7	30.1	60.0	20	72.3	24.4	C
	CH-D20LM-cy	2016	19.9	29.1	83.6	20	68.7	26.3	C
	CH-S30LM-cy	2016	19.9	29.1	83.6	20	68.7	26.3	C
	CH-M30LL-cy	2017	7.9	14.6	103	20	72.3	24.4	C
	CH-M30LM-cy	2016	17.1	24.7	83.6	20	64.6	26.2	C
	CH-M30LH-cy	2017	31.7	30.1	60.0	20	72.3	24.4	C
	CH-D30LM-cy	2016	19.9	29.1	83.6	20	68.7	26.3	C
	CH-M50LL-cy	2017	7.9	14.6	103	20	72.3	24.4	C
	CH-M50LM-cy	2016	17.1	24.7	83.6	20	64.6	26.2	C
	CH-M50LH-cy	2017	31.7	30.1	60.0	20	72.3	24.4	C
	CH-M75LM-cy	2016	17.1	24.7	83.6	20	64.6	26.2	C
	CH-M100LM-cy	2017	20.1	25.6	83.6	20	72.3	24.4	C
	CH-M10MM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
CH-M10HM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C	
CH-M20MM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C	
CH-M20HM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C	
CH-M30MM-cy	2016	19.9	29.1	83.6	20	68.7	26.3	C	
CH-M30HM-cy	2016	19.9	29.1	83.6	20	68.7	26.3	C	

$c\sigma_B$: Concrete compressive strength, E_C : Concrete elastic modulus

$g\sigma_B$: Grouting mortar compressive strength, E_G : Grouting mortar elastic modulus

Table A3-4 Concrete and grouting mortar (Chapter 5 Series AS)

Series	No.	Year ^{※1}	Concrete				Grouting mortar		
			$c\sigma_B$ (N/mm ²)	E_C (kN/mm ²)	W/C (%)	Maximum size (Coarse aggregate) (mm)	$g\sigma_B$ (N/mm ²)	E_G (kN/mm ²)	Product ^{※2}
AS	A16S52-5LL1,2	2013	14.5	22.1	105	20	57.3	25.8	A
	A16S52-5LM1	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
	A16S52-5LH1,2	2013	32.9	27.7	62.1	20	57.3	25.8	A
	A16S52-5ML1,2	2013	14.5	22.1	105	20	57.3	25.8	A
	A16S52-5MM1	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
	A16S52-10LL1,2	2013	14.5	22.1	105	20	57.3	25.8	A
	A16S52-10LM1	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
	A16S52-10LH1,2	2013	32.9	27.7	62.1	20	57.3	25.8	A
	A16S52-10ML1,2	2013	14.5	22.1	105	20	57.3	25.8	A
	A16S52-10MM1	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
	A13S52-10LM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
	A16S52-10MM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
	A16S52-10HM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C

$c\sigma_B$: Concrete compressive strength, E_C : Concrete elastic modulus

$g\sigma_B$: Grouting mortar compressive strength, E_G : Grouting mortar elastic modulus

Table A3-5 Concrete and grouting mortar (Chapter 5 Series ACH)

Series	No.	Year ^{※1}	Concrete				Grouting mortar		
			$c\sigma_B$ (N/mm ²)	E_C (kN/mm ²)	W/C (%)	Maximum size (Coarse aggregate) (mm)	$G\sigma_B$ (N/mm ²)	E_G (kN/mm ²)	Product ^{※2}
ACH	A16CH-M10LM-cy	2017	20.1	25.6	83.6	20	72.3	24.4	C
	A16CH-M20LM-cy	2017	20.1	25.6	83.6	20	72.3	24.4	C
	A16CH-M30LM-cy	2017	20.1	25.6	83.6	20	72.3	24.4	C
	A16CH-M10MM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
	A16CH-M20MM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
	A16CH-M30MM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
	A16CH-M10HM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
	A16CH-M20HM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C
	A16CH-M30HM-cy	2018	21.7	26.5	79.3	20	56.6	26.7	C

$c\sigma_B$: Concrete compressive strength, E_C : Concrete elastic modulus

$G\sigma_B$: Grouting mortar compressive strength, E_G : Grouting mortar elastic modulus

※1 実験を実施した年度

※2 使用したグラウトの種類

- A 製品名 : マスターフロー540 (BASF ジャパン株式会社)
水材料比 : 12.8~15.6% (粉体 25kg, 水量 3.2~3.9ℓ)
- B 製造会社 : グラウトミックス L (株式会社トクヤマエムテック)
水材料比 : 14.4~16.8% (粉体 25kg, 水量 3.6~4.2ℓ)
- C 製造会社 : フィルコン R (住友大阪セメント株式会社)
水材料比 : 16.4~19.2% (粉体 25kg, 水量 4.1~4.8ℓ)

付録4 設計への展開

4.1 はじめに

本論文では、あと施工アンカー、円柱状シアキー及びチップングをせん断抵抗要素とした、接合面のせん断耐力式やせん断力-せん断変位関係の評価式を構築した。これら構築した耐力式及び評価式を用い、本付録では、鉄骨ブレースや制震ブレース等の補強部材で補強された架構の接合部における設計方法を提案し、設計例を示す。

4.2 鉄骨ブレース等の補強部材の接合部を対象とした設計への展開

内付け工法における耐震補強の接合部の設計を本論文 1.1 節で示したため、ここでは重複する部分を簡潔に記載する。

内付け補強の接合部では、補強架構の耐力 sQ_{SU1} 、スタッドにより決まる耐力 sQ_{SU2} 、あと施工アンカーにより決まる耐力 sQ_{SU3} をそれぞれ算定し、 $sQ_{SU1} \leq sQ_{SU2}$ 及び $sQ_{SU1} \leq sQ_{SU3}$ として設計することが多い。 sQ_{SU1} 、 sQ_{SU2} 及び sQ_{SU3} は次式により算定される^{A4-1)}。

$$sQ_{SU1} = sQ_U + Q_{C1} + Q_{C2} \quad (A4-1)$$

$$sQ_{SU2} = Q_{js} + {}_P Q_C + Q_{C2} \quad (A4-2)$$

$$sQ_{SU3} = Q_{ja} + {}_P Q_C + Q_{C2} \quad (A4-3)$$

ここに sQ_U は補強部材の水平耐力、 Q_{C1} は引張側柱の終局耐力、 Q_{C2} は圧縮側柱の終局耐力、 ${}_P Q_C$ は引張側柱の柱頭のパンチングシア耐力、 Q_{js} はスタッドボルトのせん断耐力、 Q_{ja} はあと施工アンカーのせん断耐力である。

ここで、あと施工アンカーによる耐力 Q_{ja} に焦点を当てる。この Q_{ja} には、あと施工アンカーのせん断耐力として扱われているが、実際にはチップングによる目荒らし（以下、単にチップングと記載する）が各基・規準で構造規定として定められており、チップングのせん断抵抗も考慮されていると考えられる。本論文では、あと施工アンカー及びチップングに変わる目荒らしである円柱状シアキーの各々を単独で用いた場合のせん断力-せん断変位関係、並びにあと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合のせん断力-せん断変位関係の評価式を構築した。本節では、式(A4-3)の Q_{ja} に該当するあと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合の設計せん断耐力 dQ_j を提案する。

4.2.1 設計フロー

円柱状シアキーのせん断耐力を設計上用いることから、式(A4-3)に適用されているあと施工アンカーのせん断耐力 Q_{ja} に円柱状シアキーのせん断耐力を考慮した、あと施工アンカーと円柱状シアキーのせん断耐力 dQ_j に置換する。つまり、あと施工アンカーと円柱状シアキーにより決ま

る耐力 sQ_{SU3} は次式となる。

$$sQ_{SU3} = aQ_j + pQ_c + Q_{c2} \quad (\text{A4-4})$$

あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合の設計フローを Fig. A4-1 に示す。はじめに、補強部材による水平耐力 sQ_{SU1} を式(A4-1)から算定する。この sQ_{SU1} を上回るように接合部のせん断耐力を設計するため、接合部の必要せん断耐力が定まる。

続いて、 $sQ_{SU1} \leq sQ_{SU2}$ となるようにスタッドを配置し、そして $sQ_{SU1} \leq sQ_{SU3}$ を満たすように、あと施工アンカーの径、本数及び円柱状シアキーの直径、個数を設計する。ここで、あと施工アンカーと円柱状シアキーのせん断耐力は、極力容易に算定できるように配慮した、設計せん断耐力の算定式一覧を Table A4-1 に示す。以下、この算定式を設計せん断耐力式と称する。なお、施工時の割り付けや施工性から、ここでは円柱状シアキーの直径 R は 52mm とする。同表では、あと施工アンカー1本と、このあと施工アンカー1本に対する円柱状シアキーの配置個数を1単位としたせん断耐力 aQ_j の算定式を示している。設計では、このあと施工アンカーと円柱状シアキーの必要単位数を算定する。

適用する基・規準に従い、設計上必要なあと施工アンカーの最小本数 n_{al} を算定する。円柱状シアキーはチップングと異なり、施工後の品質が個数で容易に管理できることや、せん断耐力が定量的に評価できることから、接合面のせん断耐力はあと施工アンカーと円柱状シアキーの両者が負担できる設計とする。ただし、接合部全域では引張力や圧縮力を受けながらせん断抵抗していると考えられるため、あと施工アンカーの配置する本数 n_a は n_{al} の 0.8 倍以上とする。

最後に、構造規定では円柱状シアキー及びあと施工アンカーの支圧応力場が確保できるように、ピッチやゲージを定めている。

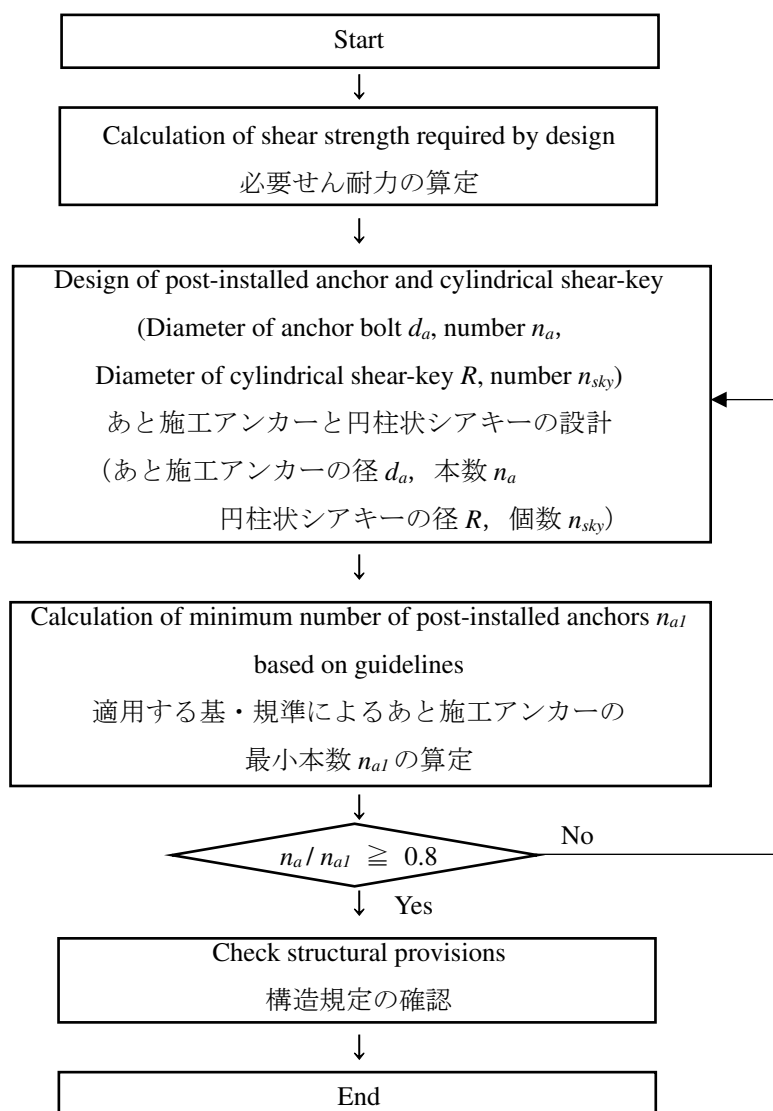


Fig. A4-1 Design flow

Table A4-1 Design shear strength formula

Anchor bolt $n_a=1$	Diameter of cylindrical shear-key R (mm)	Number of cylindrical shear-keys n_{sky}	Shear strength dq_j (N)
D13	52	1	$dq_j=369 c\sigma_B+25991$
		2	$dq_j=594 c\sigma_B+44200$
D16	52	1	$dq_j=449 c\sigma_B+30048$
		2	$dq_j=655 c\sigma_B+47630$
D19	52	1	$dq_j=535 c\sigma_B+34883$
		2	$dq_j=725 c\sigma_B+51580$

※ n_a : Number of post-installed anchors, n_{sky} : Number of cylindrical shear-keys

4.2.2 設計せん断耐力式

Table A4-1 に示すあと施工アンカー1本に対する円柱状シアキーの配置個数を1単位としたせん断耐力 dq_j の設計せん断耐力式は、下記に示す条件で算定されたものである。

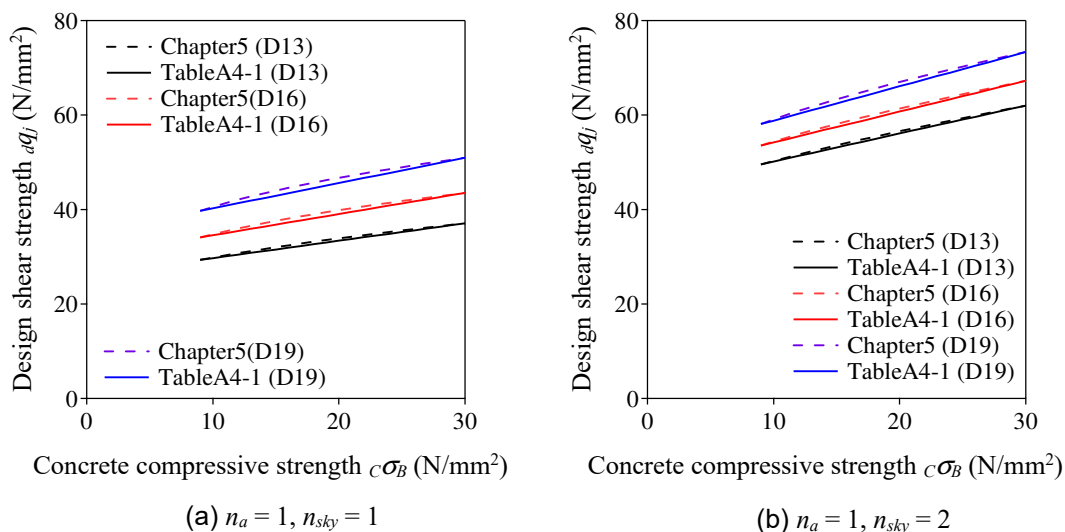
【Table A4-1 の算定条件】

- 1) 設計で用いる接合面のせん断耐力は、第5章の付録【あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用した場合のせん断力 $c\sigma_Q$ - せん断変位 δ_H 関係の評価式】で算定された、接合部のせん断変位 $\delta_H = 2\text{mm}$ 以下における最大せん断力に0.8を乗じた値をせん断耐力 dq_j とする。
- 2) あと施工アンカーの径は D13, D16, D19 とし、鋼種は SD345 とする。
- 3) 円柱状シアキーの直径 R は 52mm とし、破壊形式が支圧破壊型（幅高比 $R/t=10$ ）であることから、高さ t は 5.2mm とする。
- 4) 既存コンクリートの圧縮強度 $c\sigma_B$ の範囲は $9\text{ N/mm}^2 \leq c\sigma_B \leq 30\text{ N/mm}^2$ とし、ヤング係数 E_C は次式で算定する。（気乾単位容積重量 $\gamma=23\text{ kN/m}^3$ ）

$$E_C = 21000 \times \left(\frac{\gamma}{23}\right)^{1.5} \times \sqrt{\frac{c\sigma_B}{20}} \quad (\text{A4-5})$$

- 5) 補強部グラウトの圧縮強度 $G\sigma_B$ は 30 N/mm^2 とし、ヤング係数 E_G は 21338 N/mm^2 とする。
- 6) 接合面に生じる平均圧縮応力度 σ_0 は 0.4 N/mm^2 とする。
- 7) Table A4-1 の設計せん断耐力式は、 $c\sigma_B=9\text{ N/mm}^2$ と $c\sigma_B=30\text{ N/mm}^2$ の dq_j を1次関数で繋いだものである。

Table A4-1 に示す設計せん断耐力式による値と、第5章のせん断力-せん断変位関係から算定された値を Fig.A4-2 に示す。このグラフからわかるように、設計せん断耐力式による値は、せん断力-せん断変位関係から算定された値を上回ることがないため、安全側の評価が可能となる。



※ n_a : Number of post-installed anchors, n_{sky} : Number of cylindrical shear-keys

Fig.A4-2 Design shear strength calculated by formula in Table A4-1 and Shear force – shear displacement relations in Chapter 5

4. 2. 3 設計例 (案)

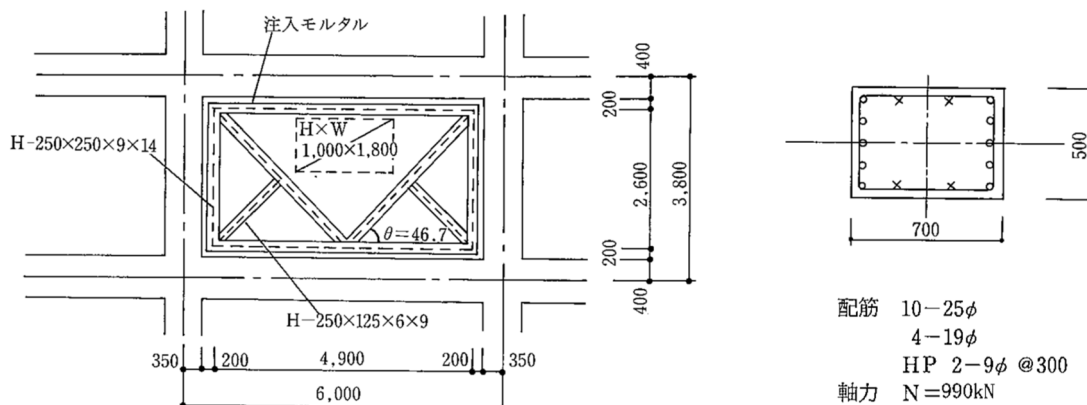


Fig.A4-3 Example of seismic retrofitting^{A4-1)}

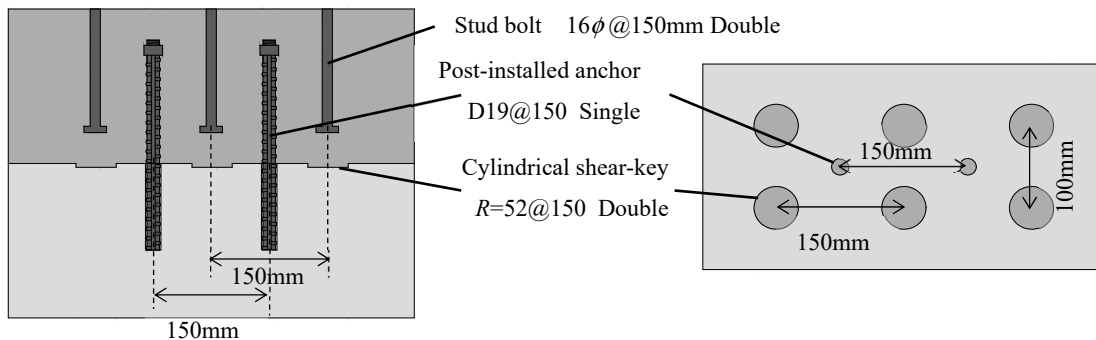


Fig.A4-4 Placement example of post-installed anchors, cylindrical-shear-keys and stud bolts in indirection joint

ここでは、文献 A4-1)に記載されている補強設計例を用いた設計例を示す。文献 A4-1)の補強例において、接合面のせん断変位を 2mm 以下に抑えていないが、本付録に示すあと施工アンカーと円柱状シアキーを用いた設計例では、Table A4-1 に示すせん断変位 2mm 以下となる設計せん断耐力式を用いる。補強例を Fig.A4-3 に示す。また、各寸法、耐力及び諸元は下記に示す通りである。

〈必要耐力〉

鉄骨枠付き K 型ブレース架構に期待するせん断耐力 $Q_u = 3677\text{kN}$

〈部材寸法〉

スパン長さ : $\ell = 6000\text{mm}$
 階高 : $h = 3800\text{mm}$
 内法長さ : $\ell_0 = 5300\text{mm}$
 内法高さ : $h_0 = 3000\text{mm}$
 RC 梁断面 : $b \times D = 300\text{mm} \times 800\text{mm}$
 RC 柱断面 : $b \times D = 500\text{mm} \times 700\text{mm}$
 鉄骨枠のウェブ芯と RC 部材のあきは 200mm

〈材料強度〉

既存コンクリートの圧縮強度 : $c\sigma_B = 17.7\text{N/mm}^2$
 既存コンクリートのヤング係数 : $E_C = 1.96 \times 10^4\text{N/mm}^2$
 既存鉄筋の材料強度 : $\sigma_y = 294\text{N/mm}^2$
 鋼材の基準強度 : $F = 1.1 \times 235 = 258\text{N/mm}^2$
 補強部グラウトの圧縮強度 : $c\sigma_G = 30\text{N/mm}^2$
 補強部グラウトのヤング係数 : $E_C = 21338\text{N/mm}^2$
 スタッドの引張強度 : $\sigma_{max} = 402\text{N/mm}^2$
 あと施工アンカーの降伏強度 : $a\sigma_y = 343\text{N/mm}^2$

〈仮定断面〉

ブレース : H-250×250×9×14
 外枠 : H-250×250×9×14
 座屈止め : H-250×125×6×9

〈スタッド〉

仕様 : 16φ@150mm ダブル

〈あと施工アンカー〉

仕様 : D19(SD345)@150mm シングル

〈円柱状シアキー〉

仕様 : 直径 $R=52\text{mm}$ @150mm ダブル (高さ $t=5.2\text{mm}$ 支圧破壊型)

各算定結果を下記に示す。なお、既存 RC 柱の耐力、パンチングシア耐力、ブレース負担せん断耐力及びスタッドのせん断耐力においては、文献 A4-1)を参照されたい。

1) 既存 RC 柱の耐力

(a) 柱の曲げ降伏耐力 $: cM_U = 695\text{kN}\cdot\text{m}$

柱の曲げ降伏時のせん断耐力 $: cQ_{MU} = 463\text{kN}$

(b) せん断耐力 $: cQ_{SU} = 396\text{kN}$

したがって柱の終局耐力は、 $cQ_{SU} < cQ_{MU}$ よりせん断破壊型となる。

(c) パンチングシア耐力

スタッドに対するパンチングシア耐力 $: pQ_C = 1052\text{kN}$

あと施工アンカーに対するパンチングシア耐力 $: pQ_C = 1550\text{kN}$

2) ブレースの水平耐力 $: sQ_U = 3201\text{kN}$

ブレース補強架構の耐力

$$sQ_{SU1} = sQ_U + Q_{C1} + Q_{C2} = 3993\text{kN}$$

3) スタッドの設計

スタッド 1 本当たりのせん断耐力 $: q_{ds} = 51.7\text{kN}$

スタッドが負担するせん断耐力 $: 3201\text{kN}$

スタッド配置本数 $: 3201 / 51.7 = 61.9 \text{ 本} \rightarrow 64 \text{ 本}$
($\phi 16@150\text{mm}$ ダブル)

スタッドのせん断耐力 $: Q_{js} = 51.7 \times 64 = 3309\text{kN}$

スタッドにより決まる耐力 $: sQ_{SU2} = Q_{js} + pQ_C + Q_C = 4757\text{kN}$

4) あと施工アンカー及び円柱状シアキーの設計

あと施工アンカー $: D19$ (SD345) @150mm シングル ($n_a=33$ 本)

円柱状シアキー $: R = 52\text{mm}@150\text{mm}$ ダブル (66 個)

Table A4-1 の算定式を適用し、あと施工アンカー D19 1 本あたり円柱状シアキー 2 個配置した時のせん断耐力を算定する。

あと施工アンカー (D19) 1 本と円柱状シアキー ($R=52\text{mm}$) 2 個当たりのせん断耐力 aq_j

$$: aq_j = 725 c\sigma_B + 51580 = 725 \times 17.7 + 51580 \\ = 64413\text{N} = 64.4\text{kN}$$

あと施工アンカーと円柱状シアキーのせん断耐力 $aq_j \times 33$

$$: aQ_j = 64.4 \times 33 = 2125\text{kN}$$

あと施工アンカーと円柱状シアキーにより決まる耐力

$$: sQ_{SU3} = aQ_j + pQ_C + Q_C = 4071\text{kN}$$

5) ブレース補強架構の保有耐力

$$\left. \begin{array}{l} sQ_{SU1} = 3993\text{kN} \\ sQ_{SU2} = 4757\text{kN} \\ sQ_{SU3} = 4071\text{kN} \end{array} \right\} \text{したがって、鉄骨枠付き K 型ブレースの補強架構の保有水平} \\ \text{耐力 } sQ_{SU1} \text{ で決まる。}$$

ここで、文献 A4-1)によるあと施工アンカーの最小本数 n_{a1} の算定を行う。

あと施工アンカー1本あたりのせん断耐力 q_a

$$\text{鋼材の耐力で決まるせん断耐力} \quad q_{a1} = 0.7_a \sigma_y s a_e = 68.9 \text{ kN}$$

$$\text{コンクリートの支圧で決まる耐力} \quad q_{a2} = 0.4 \sqrt{E_c \cdot c \sigma_B} \cdot s a_e = 67.7 \text{ kN}$$

よって、 $q_a = 67.7 \text{ kN}$

sQ_{SUI} から pQ_C 及び Q_C を引いた値が、あと施工アンカーが負担するせん断力の最小値であるため、 n_{a1} は次式となる。

$$n_{a1} = (sQ_{SUI} - pQ_C - Q_C) / q_a = (3993 - 1550 - 396) / 67.7 = 30.2 \text{ 本} \rightarrow 31 \text{ 本}$$

以上より、 $n_a / n_{a1} \geq 0.8$ を満たす。また、間接接合部におけるあと施工アンカー、円柱状シアキー及びスタッドボルトの配置例を Fig.A4-4 に示す。

4.2.5 構造規定（案）

円柱状シアキーの配置は、隣接する円柱状シアキーやあと施工アンカーとの距離を確保し、接合面のせん断応力が極力均等となるように計画する。

Photo A4-1 に円柱状シアキーの支圧破壊状況を示す。既存部のコンクリートの支圧破壊領域は、せん断方向に概ね円柱状シアキーの中心から直径 R 程度であることがわかる。このことより、円柱状シアキーのピッチは $2R$ 以上とする。また、へりあき方向の支圧破壊領域は、ほとんど生じていないことが観察される。このことからへりあき寸法は、 R 以上とする。これに伴い、ゲージ寸法は施工性に配慮して $1.5R$ 以上とする。

あと施工アンカーと円柱状シアキーを併用する場合、それぞれの支圧領域を確保できるように、あと施工アンカーの中心と円柱状シアキーの中心のピッチは R 以上とする。

上記の規定をまとめ、以下に示す。

- 1) 円柱状シアキーのピッチは $2R$ 以上とする。
- 2) 円柱状シアキーのゲージは、ダブル配置（並列配置）の場合 $1.5R$ 以上とする。
- 3) へりあきは、円柱状シアキーの中心から R 以上とする。
- 4) あと施工アンカーと併用する場合、あと施工アンカーの中心と円柱状シアキーの中心のピッチは R 以上とする。

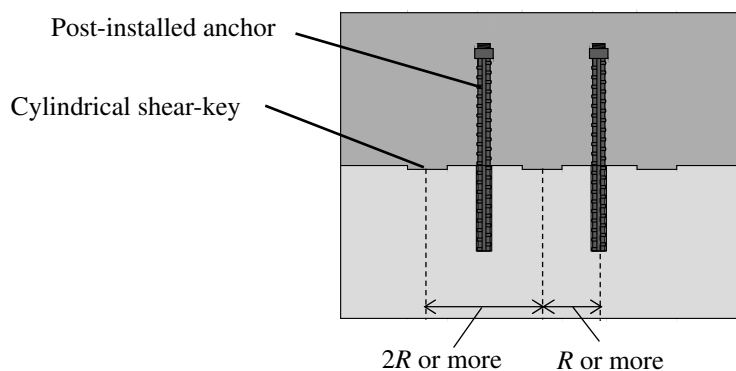
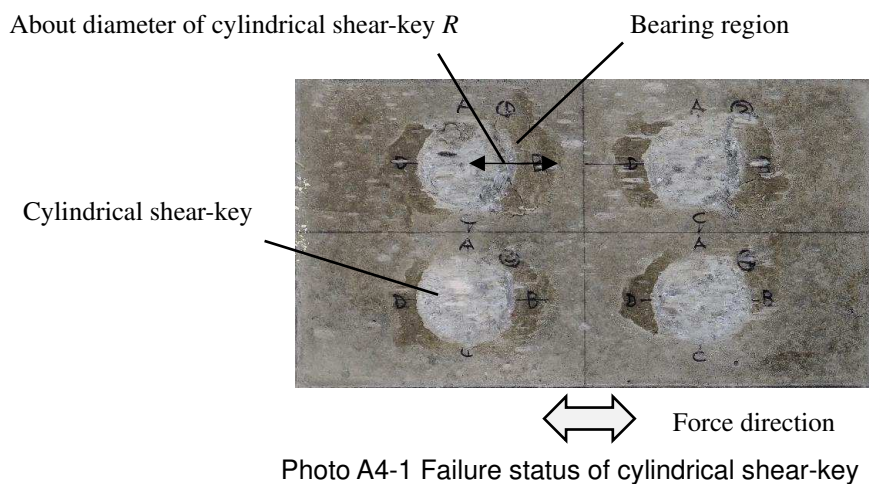


Fig.A4-4 Structural provisions

4.3 まとめ

本付録では、接合面のせん断変位 2mm までにおけるせん断耐力を用いて、鉄骨ブレースや制震ブレース等の補強部材で補強された架構の接合部における設計方法を提案し、設計例を示した。本論文では、あと施工アンカー及び円柱状シアキーのせん断力-せん断変位関係の評価式を構築しているため、せん断変位を 2mm 以下に抑える場合は、この評価式を使用して設計することが可能である。

【参考文献】

- A4-1) 日本建築防災協会: 2017 年改訂版 既存鉄筋コンクリート造建築物の耐震改修設計指針・同解説, 日本建築防災協会, 2017 年

謝辞

本研究を進めるにあたり、初学の私を研究の初歩から博士論文執筆まで、熱心にご指導頂きました、東洋大学教授・博士（工学）・香取慶一先生に深謝の意を表します。

香取慶一先生のプレキャスト構造の接合部における研究をご教授頂き、その力学的性質を応用して、本研究の円柱状シアキーを耐震補強の接合部に適用することができました。また、2017年1月に世界地震工学会議でチリを訪れた際には、香取慶一先生とチリ地震後の建物の改修や補強方法について、Valparaiso でヒアリングや調査にご同行させて頂きました。研究のみならず、様々な経験をさせて頂きましたことも、私の貴重な財産となりました。誠にありがとうございます。一歩でも香取慶一先生に近づけるよう、研究・開発に取り組む所存でございます。

本論文の審査をお引き受け頂きました、東洋大学教授・工学博士・石田哲郎先生、東洋大学教授・博士（工学）・鈴木崇伸先生、東洋大学教授・博士（工学）・横関康祐先生、東京工業大学教授・工学博士・坂田弘安先生には、貴重なご助言を頂くと共に、ご指導頂きましたこと、心より感謝申し上げます。

室蘭工業大学准教授・博士（工学）・高瀬裕也先生には、実験方法、計測方法、論文執筆等多大なご指導を賜りました。論文が不採用となり、何度も心が折れそうな時も暖かいお言葉で励まして頂きました。そして、論文を執筆している時に、ご多忙の中、昼夜問わず多くの貴重なご助言を頂きましたことで、私は学位取得に向けて、最後までモチベーションを保つことができました。高瀬裕也先生の存在無くしては、ここまで学位論文を纏めることができませんでした。深謝の意を表します。

東亜建設工業株式会社・博士（工学）・樋渡健氏には、円柱状シアキーの共同開発を通じ、多大な技術的指導、ご協力を頂き、学位論文を纏めることができました。また、樋渡健氏の労を惜しまず研究や開発に取り組む姿勢に、私は何度も助けられました。深い感謝の意を表します。

東京理科大学名誉教授・工学博士・松崎育弘先生、株式会社東京ソイルリサーチ・秋山友昭氏には、円柱状シアキーの技術性能評価の評価委員として、多大なご指導を頂きました。また、コンクリートの接合部のみならず、鉄筋コンクリート構造全般の基礎的なメカニズム等について、本当に多くの貴重なご教授を頂きました。深い感謝の意を表します。

工学院大学名誉教授・工学博士・廣澤雅也先生には、耐震補強について多くのご教授を賜りました。心から感謝申し上げます。

神戸大学名誉教授・工学博士・三谷勲先生、広島大学名誉教授・工学博士・菅野俊介先生には、建築技術性能証明の評価委員として、多大なるご指導を賜りました。厚く御礼申し上げます。

飛鳥建設株式会社・久保田雅春氏には、建築構造が何もわからなかった私に、設計、開発から更に実用化まで親身に、時には厳しく、数えきれない程のご指導を頂きました。そして、研究・開発の楽しさを教えて頂き、私の学位を目指すきっかけとなりました。久保田雅春氏の技術に対し真剣に向き合い追及し、妥協しない姿勢を、私は受け継いで行きます。ここに深謝の意を表します。

飛島建設株式会社・坂本啓太氏とは、一緒に試行錯誤しながら、夜遅くまで実験やデータ整理を行い、苦勞を共にしてきました。本当に感謝申し上げます。

飛島建設株式会社・松原利之氏、平間昭信氏、筒井雅行氏、長塚典和氏、桑原清氏には、本研究に対し、いつも暖かく見守って頂き、心より感謝申し上げます。

長岡技術科学大学教授・博士（工学）・池田隆明先生には、いつも私を気にかけて頂き、そして暖かいお言葉を頂きました。査読付き論文として日本建築学会構造系論文集を初めて投稿した際には、自分自身のように喜んで頂きましたこと、私はとても印象に残っております。私は池田隆明先生に励まされ、ここまで頑張ることができました。厚く御礼申し上げます。

日本大学教授・博士（工学）・北嶋圭二先生には、制震をはじめ、様々な建築構造について設計から研究まで多大なるご教授を頂きました。また、お会いした際には、いつも暖かく接して頂き、誠にありがとうございました。厚く御礼申し上げます。

大阪大学教授・博士（工学）・真田靖士先生には、東京大学地震研究所で卒業研究を行っていた時に、多大なご指導頂きました。社会人になってからも、いつも明るく接して頂き、とても感謝しております。厚く御礼申し上げます。

株式会社エフアイティー・篠原友徳氏、株式会社CATS・矢幡秀介氏には、円柱状シアキーの実用化に向け、施工方法や施工技術において多大なご協力を頂きました。厚く御礼申し上げます。

有限会社TNS・田口勝夫氏、染谷昇氏、野口和幸氏には、試験体の製作から実験まで多大な助言、ご協力、ご指導を頂きました。実験や計測のスペシャリストであり、本当に経験豊富で、何事にも冷静に柔軟に対応できること、私は尊敬しております。深謝の意を表します。

株式会社E&CS・三門克彰氏、今美菜子氏には、円柱状シアキーを実際の施工で適用していくにあたり、多くのご協力を頂きました。厚く御礼申し上げます。

飛島建設株式会社・博士（工学）・小林真人氏、岩根康之氏、元飛島建設株式会社・坂崎友美氏には、円柱状シアキーやチップングによる目荒らしの作業時における騒音・振動・粉塵を計測及び評価にあたり、多大なるご協力を頂きました。厚く御礼申し上げます。

アキラテクノス株式会社・福田一衛氏には、数多くの試験体製作にご協力を頂きました。製作期間の厳しい時や製作が困難な試験体においても、柔軟に対応して頂きました。厚く御礼申し上げます。

株式会社興進製作所・福山怡夫氏には、目荒らしの形状計測装置をはじめ、多くの実験装置を製作して頂きました。私の拙い図面を製図し、製作して頂いたこと、厚く御礼申し上げます。

一般社団法人建築研究振興協会・彦坂信之氏、高田知明氏には、円柱状シアキーの技術性能評価の取得にあたり、多大なご協力を頂きました。厚く御礼申し上げます。

日本ヒルティ株式会社・高橋宗臣氏には、あと施工アンカーの接着剤について、多くの助言を頂きました。厚く御礼申し上げます。

住友大阪セメント株式会社・博士（工学）・安藤重裕氏、兼吉孝征氏、田村努氏には、試験体のコンクリートや無収縮グラウトにおける技術的助言を頂きました。厚く御礼申し上げます。

飛島建設株式会社・川端康夫氏、博士（工学）・小原勝巳氏には、土木分野に関して無知な私

に、労を惜しまず多くのご指導を頂きました。深謝の意を表します。今後とも、ご指導の程、宜しくお願い申し上げます。

建築構造の研究・開発に携わってきた飛島建設株式会社・名取祥一氏、川瀬晶子氏、佐藤匠氏、博士（工学）・石田雄太郎氏とは、苦楽を共にしながら歩んできました。また、論文執筆等で多忙な時、仕事をサポートして頂きました。厚く御礼申し上げます。

本研究に携わって頂きました東洋大学の学生の皆様、室蘭工業大学の学生の皆様におきましては、一生懸命研究取り組む姿が印象的でした。また、本研究に多大なご協力を頂きました。ここに心から感謝申し上げます。

私を大学まで卒業させ、いつも陰ながら応援してくれた両親に心より感謝しております。妻、長女、次女には、いつも明るく、暖かく見守ってくれたことに感謝しております。

最後に、謝辞に書ききれないほど、本当に多くの方々にご指導、ご協力を頂きまして、学位論文を纏めることができました。改めてここに深い感謝の意を表し、謝辞とさせていただきます。

2022年3月

阿部隆英