

薬液改良土の強度発現メカニズムの 定量的評価と劣化要因の把握

A STUDY ON STRENGTH DEVELOPMENT MECHANISM AND DETERIORATION
FACTORS OF SAND IMPROVED BY CHEMICAL GROUT

March, 2021

東京都市大学大学院 総合理工学研究科 建築・都市専攻

Graduate School of Integrative Science and Engineering, Department of Architecture and Civil Engineering, Tokyo City University

佐々木 隆光

Takamitsu Sasaki

強化土エンジニアリング株式会社

Kyokado Engineering Co., Ltd.

概 要

薬液注入工法に用いる注入材に関して、既往の研究では注入材単体（以下、ヒドロゲル）の圧縮強さと比較して、注入材により固化した砂（以下、サンドゲル）の圧縮強さは大きくなることが示されている。この傾向に関して、粒度特性や密度が改良効果に及ぼす影響の評価や実験定数を用いた改良強度の予測式が提案されているが、定量的に評価されていない。その結果、液状化対策などの耐久性が求められる地盤改良において、使用する注入材の性能に関する統一された見解がないのが現状である。

このような背景より本論文では、注入材の性能や改良対象となる試料の特性が耐久性に及ぼす影響を評価するため、サンドゲルの強度発現機構を明らかにすることを目的に物理・力学試験を実施した。そして、これら一連の試験結果よりサンドゲルの一軸圧縮強さの算定式の提案に至った。

物理・力学試験では、耐久性が期待されている化学的な劣化要因の少ない注入材をいくつか選定し、注入材の主剤のタイプや濃度が固化特性に及ぼす影響について検討を行った。その結果、ヒドロゲルの体積収縮率および弾性係数や、試料の粒度や密度が強度発現と耐久性に影響を及ぼすことを確認した。なお、サンドゲルは砂とヒドロゲルからなる複合材料であることより、複合則に基づくサンドゲルのせん断波速度は砂とヒドロゲルの中間的な値をとることが想定された。しかし、実際に測定されたサンドゲルのせん断波速度は砂やヒドロゲルのそれと比較して大きな値となり、その要因として内部応力の増加が想定された。

これらの試験結果より、サンドゲルの強度発現機構として、注入材そのものの強度に基づく要素のほかに、注入材が固化過程において体積収縮することにより土の骨格に拘束圧が生じることで変形抑止力が生じるモデルを提案した。そして、改良強度の劣化メカニズムとしては、過剰な体積収縮が生じた場合、砂粒子間にあるヒドロゲルのネットワークの切断や砂粒子からのゲルの剥離が生じ、拘束効果が低減するものと推察した。提案モデルは Mohr-Coulomb の破壊規準に則り、骨格拘束圧と引張強さをパラメータとしたものであり、一軸圧縮強さの実測値を精度よく表すことができることを確認した。また、経時的な強度低下は骨格拘束圧の低下に起因し、その低下割合はヒドロゲルの弾性係数や試料の粒度が影響を及ぼすことを確認した。

Abstract

The strength properties of sand improved by chemical grouting have been examined by many researchers. As a result, concentration of grout material, grain size and density of sand have been pointed out as the factors influencing on the improved strength. Although the strength of the grouted sand is several to several tens of times larger than that of the silica hydrogel, the mechanism increasing the strength has not been clarified. From the result, there is not a unified standard of grout material for permanent improvement such as liquefaction countermeasures.

In this study, in order to propose on the strength development mechanism of the improved sand by chemical grouting, physical and strength tests were carried out by using hydrogel and improved sand. In the test, the grout materials using several kinds of silica concentration, mole ratio and colloid concentration were used. And also, improved sands were made of 3 different kinds of sand with 3 different densities. The examination items consist of shrinkage measurement of the hydrogel, unconfined compression strength and splitting tensile strength test for hydrogel and improved sand, triaxial compression test and elastic wave test for hydrogel, improved sand and unimproved sand.

From the results, the strength of the improved sand increased with increasing the silica concentration and decreasing the colloid concentration at the same curing day. And also, the strength deterioration increased with decreasing the silica concentration and colloid concentration. From these tendencies, as it was seemed that the volumetric shrinkage of hydrogel of grouted material which generates the pressure confining sand skeletons, a new model was proposed on the strength development mechanism based on Mohr-Coulomb failure criterion.

In the proposal model, it was assumed that the strength of the improved sand is caused by adhesion between sand particles and grout material, and the confining pressure of the sand skeleton increases with increasing the volumetric shrinkage of hydrogel. On the other hand, the strength deterioration was assumed that the excess volumetric shrinkage of hydrogel caused the separation between hydrogel and soil particles and/or rupture on the network of hydrogel in the void.

In order to examine the validity of the proposal model, the measured unconfined compression strengths were compared to the values calculated by the model. Further, the pressure confining skeletons is thought to be one of the important factors, which was obtained by comparing the shear wave velocity of unimproved sand with that of improved sand. From the result, the calculated value showed the same tendency corresponding to the measured value, and it can express the increase and decrease with the curing. And also, it was confirmed that the increasing and decreasing of the strength depend on the confining pressure of sand skeletons, which was occurred by the volumetric shrinkage of the hydrogel.

目 次

第 1 章 序論

1.1	研究背景	1
1.2	既往の研究	2
1.2.1	注入材のゲル化メカニズムと構造	2
1.2.2	サンドゲルの耐久性に関する研究	7
1.2.3	サンドゲルの強度特性に関する研究	9
1.2.4	サンドゲルの強度発現機構に関する研究	14
1.3	本論文の目的と構成	16
1.3.1	本論文の目的	16
1.3.2	本論文の構成	17
1.4	用語・量記号の定義	19
1.4.1	用語	19
1.4.2	量記号	21

第 2 章 主剤の種類と濃度がヒドロゲルの特性に及ぼす影響

2.1	ヒドロゲルに関する試験の概説	26
2.1.1	ヒドロゲルに関する試験概要と定義	26
2.1.2	使用材料	26
2.2	ゲルタイム測定	28
2.2.1	配合条件	28
2.2.2	試験方法	30
2.2.3	粘度の経時変化	32
2.2.4	酸性反応剤添加量（中和率）と pH およびゲルタイムの関係	35
2.3	ヒドロゲルの体積変化	39
2.3.1	試験概要	39
2.3.2	試験方法の検討	39
2.3.3	ヒドロゲルの体積変化測定における配合条件	44
2.3.4	試験結果	44
2.4	ヒドロゲルの一軸圧縮試験	48
2.4.1	試験概要	48
2.4.2	一軸圧縮試験装置	48
2.4.3	試験条件および結果	49
2.5	ヒドロゲルの三軸圧縮試験	54
2.5.1	試験概要	54
2.5.2	三軸圧縮試験装置	54
2.5.3	試験条件および結果	55
2.6	ヒドロゲルの割裂引張試験	58
2.6.1	試験概要	58

2.6.2 試験条件および結果	58
2.7 ヒドロゲルの力学特性について	60
2.8 ヒドロゲルの諸特性に関するまとめ	63

第3章 注入材や砂の諸特性がサンドゲルの力学特性に及ぼす影響

3.1 サンドゲルに関する試験の概説	65
3.2 サンドゲルに関する試験概要	65
3.2.1 使用材料	65
3.2.2 供試体作製方法	67
3.3 サンドゲルの一軸圧縮試験	69
3.3.1 試験条件	69
3.3.2 注入材の種類と濃度が一軸圧縮強さに及ぼす影響	71
3.3.3 ヒドロゲルの特性がサンドゲルの強度特性に及ぼす影響	74
3.3.4 砂の諸特性が一軸圧縮強さに及ぼす影響	77
3.3.5 砂の諸特性とヒドロゲルの強度特性を用いたサンドゲルの一軸圧縮強さの算定	81
3.4 サンドゲルの割裂引張試験	84
3.4.1 試験条件	84
3.4.2 注入材のシリカ濃度と砂の粒径が割裂引張強さに及ぼす影響	85
3.4.3 ヒドロゲルとサンドゲルの強度特性の関係	88
3.5 サンドゲルの三軸圧縮試験	89
3.5.1 試験概要	89
3.5.2 事前検討	90
3.5.3 三軸圧縮試験条件	96
3.5.4 UU 試験結果	97
3.5.5 \overline{CU} 試験結果	100
3.5.6 CD 試験結果	107
3.5.7 各種力学試験における応力-ひずみ曲線の関係	117
3.6 サンドゲルの破壊規準について	121
3.6.1 破壊規準に関する概説	121
3.6.2 最大軸差応力による検討	123
3.6.3 一次降伏応力による検討	127
3.7 サンドゲルの力学特性に関するまとめ	133

第4章 非アルカリ系注入材によるサンドゲルの強度発現機構の検討

4.1 サンドゲルの強度発現機構に関する概説	137
4.2 強度発現機構の検討	137
4.2.1 ヒドロゲルの収縮に伴う骨格拘束圧の付与	137
4.2.2 ヒドロゲルの諸特性を指標とした基本概念	139
4.2.3 サンドゲルの引張強さを指標とする強度発現機構	141
4.3 強度劣化に関する考察	143
4.4 サンドゲルの強度発現機構に関するまとめ	146

第5章 平行平板による収縮圧の測定

5.1 平行平板試験に関する概説	148
5.2 試験概要	148
5.2.1 試験方法	148
5.2.2 試験条件	150
5.3 平行平板試験結果	151

5.3.1 材令と平行平板間隔の影響	151
5.3.2 ヒドロゲルの物理特性が収縮圧力に及ぼす影響	154
5.4 平行平板による収縮圧力の測定結果に関するまとめ	156

第6章 弾性波試験による砂・ヒドロゲル・サンドゲルの諸特性について

6.1 弾性波試験に関する概説	157
6.2 試験概要	157
6.2.1 試験装置	157
6.2.2 測定方法	160
6.2.3 試験条件	161
6.3 未改良砂の弾性波試験結果	163
6.3.1 未改良砂の弾性波試験における時刻歴と材料物性値	163
6.3.2 試験装置の検証	165
6.3.3 未改良砂における拘束圧と初期せん断弾性係数およびポアソン比の関係	166
6.4 ヒドロゲルの弾性波試験結果	169
6.4.1 ヒドロゲルの弾性波試験における時刻歴と材料物性値	169
6.4.2 ヒドロゲルの材料物性値の経時変化	170
6.4.3 ヒドロゲルの強度特性と材料物性値の関係	172
6.5 サンドゲルの弾性波試験結果	173
6.5.1 サンドゲルの弾性波試験における時刻歴と材料物性値	173
6.5.2 サンドゲルの材料物性値の経時変化	175
6.5.3 サンドゲルの強度特性と材料物性値の関係	178
6.6 ヒドロゲルとサンドゲルの材料物性値について	182
6.7 弾性波試験結果に関するまとめ	184

第7章 骨格拘束効果に基づく強度発現機構の妥当性の検証

7.1 骨格拘束効果に基づく強度発現機構の妥当性の検証に関する概説	187
7.2 骨格拘束圧に関する検討	187
7.2.1 骨格拘束圧の算定	187
7.2.2 骨格拘束圧とヒドロゲルの特性について	189
7.3 強度発現機構の検討	190
7.3.1 Mohr-Coulomb の破壊規準と骨格拘束効果・ヒドロゲルの変形抑止効果に基づく検討	190
7.3.2 Mohr-Coulomb の破壊規準と骨格拘束効果・サンドゲルの割裂引張強さに基づく検討	192
7.3.3 Griffith の理論と骨格拘束効果・サンドゲルの割裂引張強さに基づく検討	193
7.4 強度低下に関する検討	194
7.4.1 一軸圧縮強さと骨格拘束圧および割裂引張強さの経時変化	194
7.4.2 体積収縮率と骨格拘束圧および割裂引張強さ	197
7.5 サンドゲルの強度発現機構に関するパラメータの推定	200
7.5.1 骨格拘束圧の推定	200
7.5.2 割裂引張強さの推定	205
7.5.3 推定パラメータを用いたサンドゲルの一軸圧縮強さの算定	210
7.6 骨格拘束効果に基づく強度発現機構の妥当性の検証に関するまとめ	211

第8章 結論

8.1 各章のまとめ	214
8.2 今後の課題と展望	217

付 録

付録-1	ゲルタイム測定試験結果・・・・・・・・・・・・・・・・	219
付録-2	未改良砂の三軸圧縮試験結果・・・・・・・・・・・・	226
付録-3	サンドゲルの三軸圧縮試験結果・・・・・・・・・・・・	235
付録-4	未改良砂の弾性波試験結果・・・・・・・・・・・・	263
付録-5	ヒドロゲルの弾性波試験と力学試験結果・・・・・・・・	282
付録-6	サンドゲルの弾性波試験と力学試験結果・・・・・・・・	307
付録-7	現場砂を用いた配合試験結果・・・・・・・・・・・・	398

薬液注入工法に関する発表論文・・・・・・・・・・・・	424
----------------------------	-----

第1章

序論

1.1 研究背景

1970年代まで薬液注入工法に用いる注入材は、水ガラスを主剤とするもののほか、アクリルアミドや尿素を主剤とする高分子系も使用されてきた。しかし、1974年に施工箇所に近接した井戸に注入材が流入し、薬害事故が発生したことより、以後使用できる注入材は水ガラスを主剤とするものに限定された。当時の注入材は水ガラスに無機または有機系反応剤を添加し、アルカリ領域でゲル化させるものであるが、注入材そのもの（ホモゲルまたはヒドロゲル）の劣化要因が明確にされていないため、仮設工事における補助工法としての使用に限られていた。

その後の研究によって、注入材の劣化はヒドロゲルに含まれるアルカリ成分によってシリカが再溶解することが明らかとなり、これを改善した注入材として酸性系シリカグラウト¹⁾²⁾が開発された。酸性系シリカグラウトは、水ガラスのアルカリ成分を酸性反応剤で中和することによりシリカの再溶解が生じにくく、化学的に耐久性が改善された注入材である。しかし、ヒドロゲルの体積収縮が大きいことや、注入材により固化した供試体（サンドゲルまたは注入固化体）の一軸圧縮強さが経時的に増加したのち低下し、その後、一定の値に収束する傾向を示す。この強度低下の要因については、シリカの再溶解ではなく主に体積収縮に起因するもの³⁾と推測されているが現時点では明確にされていない。

そこで、さらに耐久性を向上させた注入材として活性シリカコロイド系グラウト⁴⁾と活性複合シリカ系グラウト⁵⁾が開発された。この注入材の主剤は、水ガラスのアルカリ成分をイオン交換樹脂により除去した活性シリカを加熱養生し、粒子径を10 nm～20 nmまで成長させたコロイド状のシリカである。この処理によって、シリカの再溶解や体積収縮を低減できる効果があり、液状化対策や吸出し防止などの本設工事に採用されるようになった。

このような背景より、現在用いられている注入材は、その改良目的や開発機関の違いから300種類に上る⁶⁾ほど多種多様になっており、これらの注入材は使用目的で大まかな分類がなされている。しかし、明確な注入材の性能を評価する方法や基準が十分には確立されていないため、その選定に苦慮することは多い。

また、水ガラスを主剤とするいずれの注入材において、サンドゲルの強度特性に及ぼす要因として、注入材のタイプやシリカ濃度、砂の密度や粒径などが挙げられ、定性的な評価がなされている。しかし、サンドゲルの一軸圧縮強さはヒドロゲルのその数倍～数十倍となるが、この強度発現機構は複雑なものであり、定量的な評価に至っていないのが現状である。

1.2 既往の研究

1.2.1 注入材のゲル化メカニズムと構造

現在、薬液注入工法にて使用されている溶液型注入材は大きく、アルカリ系シリカグラウトと酸性系シリカグラウト、活性シリカコロイド系グラウト、活性複合シリカ系グラウトの4種類に分類することができる。なお、いずれの注入材も液体状のシリカ溶液である水ガラスまたは活性シリカコロイドを主剤としている。水ガラスとは、二酸化ケイ素（シリカ、 SiO_2 ）と酸化ナトリウム（ Na_2O ）が一定の分子量比率で混合された液体であり、その比率はモル比 m と呼ばれる。また、活性シリカコロイドとは水ガラスのアルカリ成分をイオン交換樹脂により除去し、得られた粒径 1 nm 程度の活性シリカを加熱養生し、粒径を 10 nm ~ 20 nm 程度まで成長させたものである。

これらの主剤に反応剤を添加することにより、任意の時間でゲル化させるものが注入材である。なお、反応剤の種類や添加量によってアルカリ系と非アルカリ系に分けられるが、いずれの注入材においても、図-1.1 に示すように、シリカが縮合重合を繰返し、三次元的なゲルのネットワークを形成するものである。また、ゲル化の反応は pH に依存し、図-1.2 に示すように中性領域で最も早く、シリカの等電点である pH が 2 付近で最も遅くなる傾向にある。

この様にゲル化したシリカは、主剤や反応剤の種類に関わらず無定形な状態（アモルファス）となる。無定形シリカとは明確な結晶構造を持たないシリカの構造であり、注入材のゲル化物のほか、ガラスなどが無定型である。一方、明確な結晶構造を持つ結晶シリカとしては石英などがある。

この無定形シリカの基本的な特性として pH とシリカの溶解量の関係を図-1.3 に、粒子径とシリカの溶解量の関係を図-1.4 に示す。非アルカリ領域でのシリカの溶解度は極めて低く一定であるが、アルカリ領域（pH=9 以上）では溶解度が上昇する特徴を持つ。また、無定形シリカの溶解度は粒径が大きいものほど低下する傾向にある。

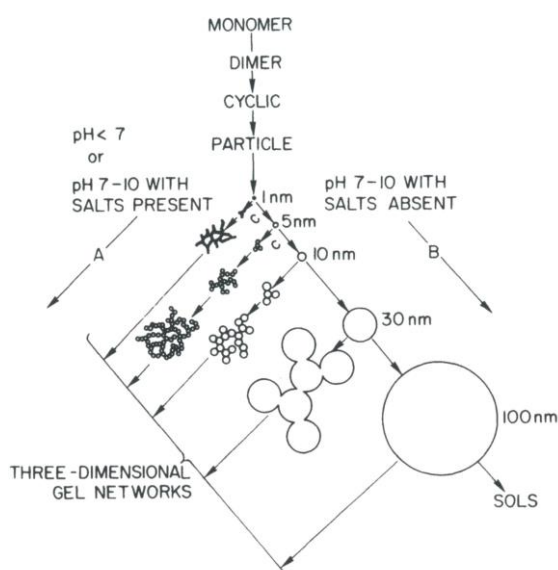
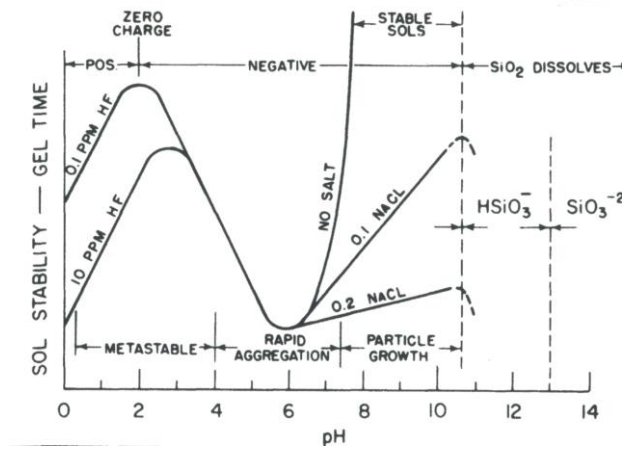
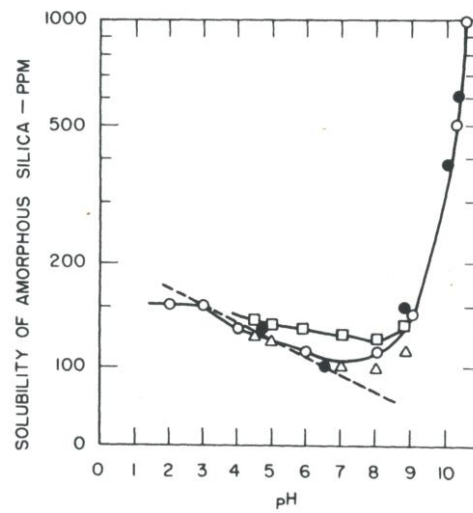
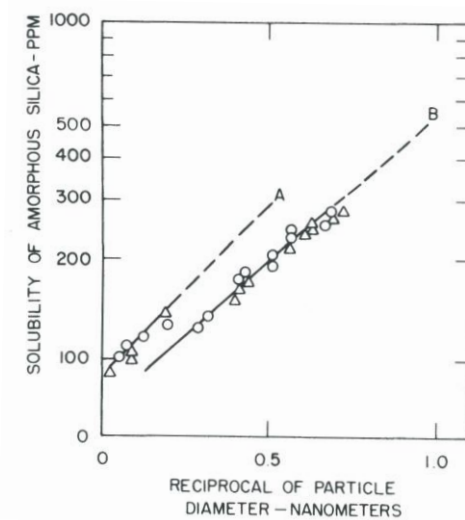


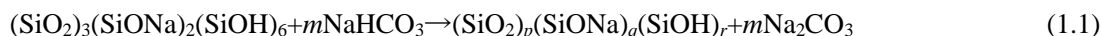
図-1.1 シリカの高分子化⁷⁾

図-1.2 pH とゲルタイム⁷⁾図-1.3 pH とシリカの溶解量⁷⁾図-1.4 粒子径とシリカの溶解量⁷⁾

注入材はこの様な特性を有するシリカのゲル化物からなるものであるが、反応剤の種類や添加量によってその構造や化学・物理特性が異なる。以下に各種注入材の特徴を示す。

(a) アルカリ性無機系グラウト⁸⁾

3号水ガラスと重曹系のグラウトの反応は式(1.1)により表される。



この反応は中和反応で短時間に生じる反応であり、 Na_2O を完全に中和するには2モルの重曹が必要である。しかし、注入材として使用するにはある程度ゲルタイムを確保する必要があり、反応剤の量は Na_2O を完全に中和できる量の半分程度しか使用できない。その結果、図-1.5に示すようにシロキサン結合の生成および三次元架橋は十分に行われなため、ゲル中に未反応水ガラスが存在すると言われている⁹⁾。

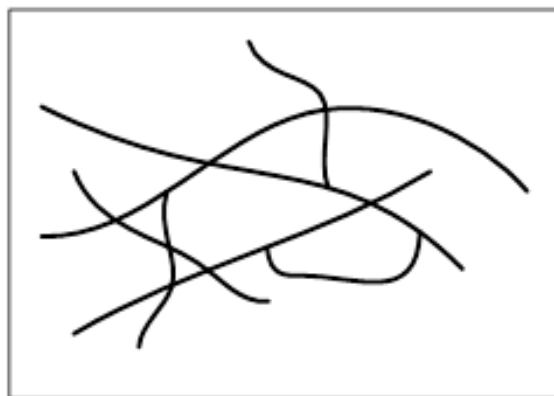
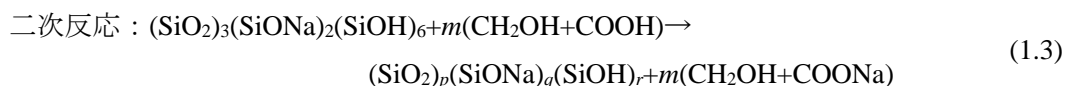
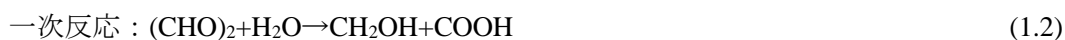


図-1.5 アルカリ性無機系グラウトのゲル構造⁹⁾

(b) アルカリ性有機系グラウト⁸⁾

3号水ガラスとグリオキザール系のグラウトを式(1.2)、式(1.3)に示す。



中和反応（二次反応）の前に一次反応としてグリオキザールがグリコール酸になる反応がある。その後、二次反応として一次反応で得られたグリコール酸により水ガラス中の Na_2O が中和されゲル化が生じる。ここでの中和反応も無機系硬化剤と同様に短時間に生じるものであるが、一次反応が遅いため全体的な反応は緩やかに生じる。したがって水ガラスの濃度を高くし、グリオキザールの使用量も多くすることができる。このゲル構造は図-1.6に示すように、ゲル化が緩やかであるためシロキサン鎖の分岐

点が多く絡み合った網目状であるが、末端には未反応水ガラスが残ると言われている⁹⁾。

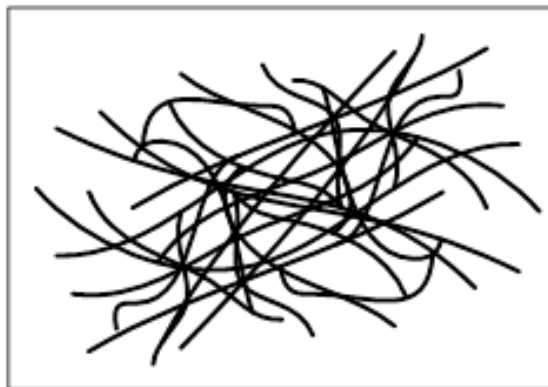
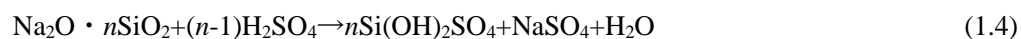


図-1.6 アルカリ性有機系グラウトのゲル構造⁹⁾

(c) 酸性系シリカグラウト⁸⁾

酸性系シリカグラウトは水ガラスと酸性反応剤を反応させてアルカリを中和し、ゾル状のシリカ（シリカゾル）を製造する。その反応を式(1.4)に示す。



シリカゾルは不安定であり、縮合重合が進行し1 nm程度の小さな粒子に成長する。その後、図-1.7に示すように、小さな粒子の表面にあるシラノール基が互いに縮合しゲルを生成し、シロキサン鎖が絡み合った網目状のシリカネットワークが形成される⁹⁾。なお、このシリカゲルのpHは中性以下であることより、シリカの溶解量が少ない特徴（図-1.3）がある。

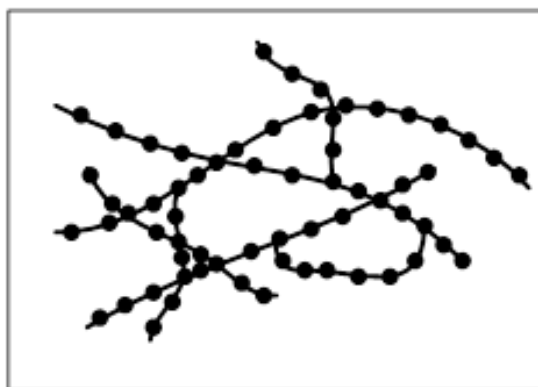


図-1.7 酸性系シリカグラウトのゲル構造⁹⁾

(d) 活性シリカコロイド系グラウト⁴⁾および活性複合シリカ系グラウト⁵⁾

活性シリカコロイドの表面はシラノール基で覆われており、無機塩の添加や pH の変化によって電気二重層を破壊してゲル化する。このゲル構造⁹⁾は図-1.8(a)に示すように、直径 10 nm ~ 20 nm のシリカコロイドの球状粒子であり、酸性系シリカグラウトの一次粒子より大きな粒子が三次元的に架橋している。したがって、活性シリカコロイドはアルカリを含まず、シリカ粒子が大きいためシリカの溶解量が極めて少なく（図-1.3, 図-1.4）、構造的にも化学的にも安定している。

ただし、活性シリカコロイド単体ではシリカ濃度に対する強度の発現割合が低いことや、初期強度の立ち上がりが遅い特性がある。そこで、活性シリカコロイドをベースに改良されたのが活性複合シリカ系グラウトである。活性複合シリカ⁹⁾は粒径が大きなシリカと小さなシリカを組み合わせることにより、図-1.8(b)に示すような密実な構造を有しており、小さなシリカは初期強度の発現に、大きなシリカは骨格構造として安定したゲルの複合体を形成する。

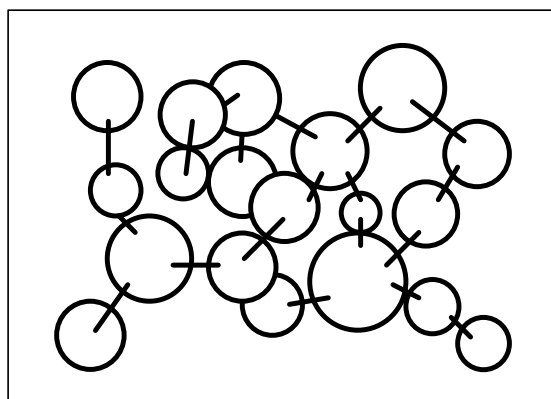
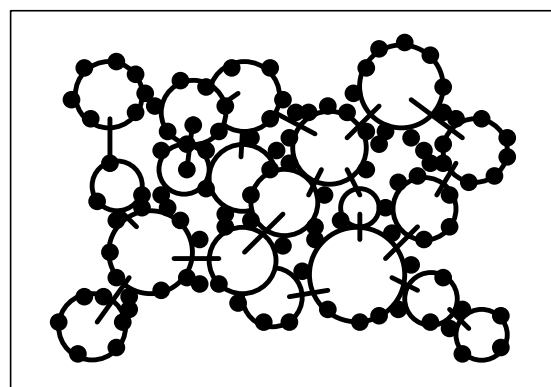
(a) 活性シリカコロイド系グラウトのゲル構造⁹⁾(b) 活性複合シリカ系グラウトのゲル構造⁹⁾

図-1.8 活性シリカコロイドを主剤とする注入材

1.2.2 サンドゲルの耐久性に関する研究

水ガラスを主剤とする注入材により改良されたサンドゲルの耐久性に関する研究は、1980年代より米倉・島田らや、多くの研究者によって実施されてきた。米倉・島田¹⁰⁾は水ガラスに有機系反応剤(A20, A15)と無機系反応剤(E)を用いたアルカリ系グラウトと非アルカリ性シリカゾル(CH)、活性シリカコロイド(CSN)のヒドロゲルと、これらにより固化したサンドゲルの化学・物理的な試験を実施し、注入材の種類ごとの特性を明らかにした。

図-1.9 はヒドロゲルからのシリカの溶脱率の経時変化¹⁰⁾、図-1.10 はヒドロゲルの体積変化率の経時変化¹⁰⁾、図-1.11 はサンドゲルの一軸圧縮強さの経時変化¹⁰⁾である。アルカリ性グラウトであるA20, A15, E は養生初期より急速にシリカが溶脱する傾向にあり、これに伴いサンドゲルの一軸圧縮強さは経時的に低下する傾向にある。これは、ヒドロゲル中には未反応の水ガラスが存在し、そのアルカリ成分によってゲル化したシリカが再溶解することによる。なお、シリカの溶解量はゲル構造⁹⁾(図-1.5, 図-1.6)に依存し、無機系反応剤ほど多くなる傾向にある。

また、非アルカリ性シリカゾル(CH)は、水ガラスの化学的劣化要因となるアルカリを酸性反応剤により中和しているためシリカの溶解量は極めて少ない。ただし、1 nm 程度のシリカ粒子が縮合重合を繰返しながらか高分子化するため、体積収縮が最も大きくなる傾向にある。その結果、ある一定期間まではサンドゲルの一軸圧縮強さは増加するものの、それ以降では強度が低下する傾向にある。このことについて加賀ら³⁾は、過剰な体積収縮が強度低下の要因となることを指摘しているが、現在までに定量的な評価がなされていないのが現状である。

活性シリカコロイド(CSN)は、シリカの溶脱および体積変化率が最も少ないことより、サンドゲルの一軸圧縮強さは長期的に増加する傾向が得られている。また、活性複合シリカグラウトもシリカの溶脱が少なく、体積変化率も少ないことより、室内試験のみならず野外試験においても長期的に改良効果が持続することが確認されている¹¹⁾。

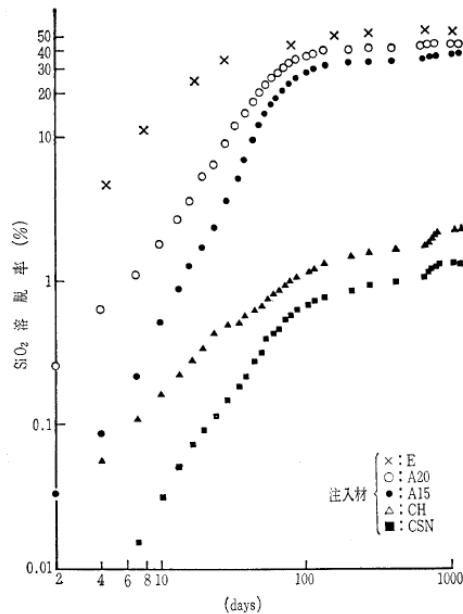
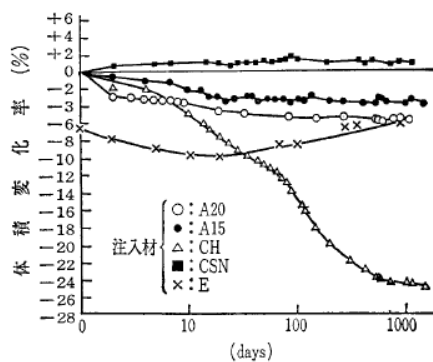
なお、このような耐久性を確認する試験は長期間に及ぶため、米倉ら¹²⁾は温度促進法による長期的な強度を予測する手法の提案を行っている。温度促進法では常温養生(20℃)とそれより高い温度で養生を行った試験結果を用い、アレニウスの外挿法により長期強度を予測するものである。また、注入材のゲル化反応やゲル化後の特性は、地盤に含まれる多種多様な化学成分の影響を受けることを想定し、Yonekura¹³⁾は、サンドゲルを海水や酸性～アルカリ性の溶液などに浸漬し、長期的な改良効果の持続性について検証を行っている。

このような検討は他の研究者によってもなされており、古城ら^{14)~18)}は主剤として異なるモル比の水ガラスに、数種類の反応剤を添加した注入材によるヒドロゲルとサンドゲルを作製し、離漿水量やシリカの溶脱、一軸圧縮強さ、透水係数などの経時変化を測定している。

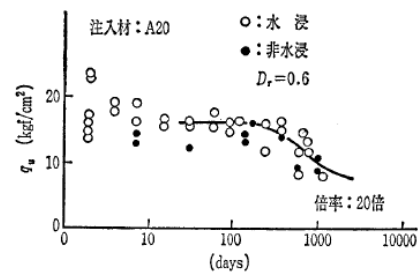
大西ら¹⁹⁾は、材令28日における東北珪砂6号のサンドゲルの一軸圧縮強さが250 kN/m²～300 kN/m²となる注入材として、モル比とシリカ濃度が異なるものを用い、ヒドロゲルの体積収縮率やシリカの溶脱率の経時変化を測定している。

また、仲山ら²⁰⁾は注入材のゲル化物は無定形シリカであり、水に溶解する性質があることから、サンドゲルの耐久性を評価することを目的として、流水中で養生を行いサンドゲルの物理・化学的性質の経時変化を調査した。その結果、拡散方程式に基づく数値解析手法の提案とその妥当性について検証を行っている。

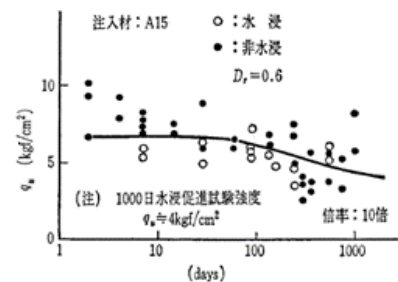
これらの研究による体積収縮の傾向は、注入材のタイプごとに概ね同様の結果を示している。しかし、試験条件として供試体がメスフラスコで養生されるもの^{8),12),19),21)}では、容器の素材がガラス製のものやプラスチック製のものが使用され、さらにはヒドロゲルと養生水の比率が異なる条件で試験が実施されている。また、円柱供試体などの状態で養生を行うものでは、体積変化量をヒドロゲルの重量変化より求める方法²²⁾や離漿水の量から求めるもの¹⁴⁾、ノギスを用いて寸法より求めるもの²³⁾などがある。その結果、注入材のシリカ濃度、コロイド含有率が体積変化に影響を及ぼす影響を定量的に評価することができていない。

図-1.9 シリカの溶脱率¹⁰⁾図-1.10 体積変化率¹⁰⁾

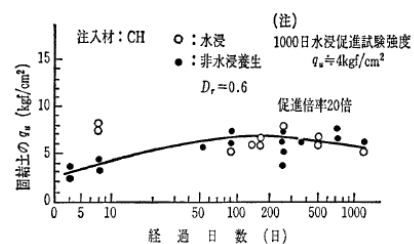
- A20 : 有機系水ガラス
 A15 : 有機系水ガラス
 CH : 非アルカリ性シリカゾル
 CSN : 活性シリカコロイド
 E : 重曹系水ガラス



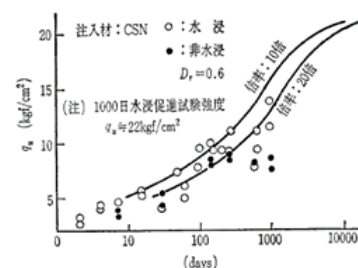
(a) 有機系水ガラス



(b) 有機系水ガラス



(c) 非アルカリ性シリカゾル



(d) 活性シリカコロイド

図-1.11 一軸圧縮強さの経時変化¹⁰⁾

1.2.3 サンドゲルの強度特性に関する研究

(1) サンドゲルの静的強度特性

サンドゲルの強度特性に関しては様々な報告があり、改良強度は注入材のタイプや濃度、砂の粒径や密度に依存することが指摘されている。米倉・加賀²⁴⁾は、サンドゲルの一軸圧縮試験、三軸圧縮試験と割裂引張試験によって得られる引張から圧縮領域の範囲において、統一的に判断できる破壊規準を検討した結果、正八面体面応力による式(1.5)が適していることを見出した。

$$\tau_{\text{oct}} = \beta + \alpha \cdot \sigma_{\text{oct}} \quad (1.5)$$

ここで、 τ_{oct} は正八面体面上のせん断応力、 σ_{oct} は正八面体面上の垂直応力、 α および β は実験係数である。なお、 α は砂の種類と密度によって一義的に定まるものであり、 β は注入材の種類や充填率、密度、供試体の作製方法によって異なることが示されている。

森・田村^{25),26)}は、サンドゲルの三軸圧縮試験の結果より、非圧密非排水三軸圧縮試験で得られる粘着力は負圧に基づく摩擦抵抗を含むため過大評価した値となることや、粘着力とせん断ひずみの関係は圧密排水三軸圧縮試験と圧密非排水三軸圧縮試験で異なることより、強度発現機構は排水条件によって影響されることを指摘している。なお、この研究において使用した注入材はアルカリ性有機系グラウトであり、ヒドロゲルの一軸圧縮強さは $0.09 \text{ kgf/cm}^2 \sim 0.31 \text{ kgf/cm}^2$ ($8.82 \text{ kN/m}^2 \sim 30.4 \text{ kN/m}^2$) である。これに対し、豊浦砂を用いたサンドゲルの一軸圧縮強さは $1.47 \text{ kgf/cm}^2 \sim 4.91 \text{ kgf/cm}^2$ ($144 \text{ kN/m}^2 \sim 481 \text{ kN/m}^2$) であり、ヒドロゲルのその十倍以上の値を示している。

天利ら²⁷⁾は、砂の相対密度が 20 % ~ 100 % の 3 種類の砂を用い、シリカ濃度が 2 % ~ 6 % のサンドゲルの一軸圧縮試験を実施した。その結果、サンドゲルの一軸圧縮強さは注入材のシリカ濃度と相対密度に依存することを指摘し、一軸圧縮強さの推定式として式(1.6)の提案を行っている。

$$q_u = \alpha \times C_s^\beta \times (D_r + 50) \quad (1.6)$$

ここで、 q_u は一軸圧縮強さ、 α および β は実験定数、 C_s はシリカ濃度、 D_r は相対密度である。

そして、天利ら²⁸⁾は式(1.6)の α に関して、サンドゲルの骨格となる砂の粒度の指標である平均粒径 D_{50} に着目し、図-1.12 に示すように相関性について取り纏めを行っている。その結果、 D_{50} が大きくなるほど α が低下する傾向を示すことより、砂の粒径が改良強度に影響を及ぼすことを指摘している。

森川²⁹⁾は砂のサンドゲルの UU 三軸圧縮試験とヒドロゲルの一軸圧縮試験および割裂引張試験を実施し、比表面積と間隙比、粒度、土粒子の体積より求められる動水半径 R_{Hg} を用いて、サンドゲルの粘着力 c に関して式(1.7)を提案している。

$$c = A \times B^{R_{\text{Hg}}} + \sigma_{\text{IH}} \quad (1.7)$$

$$R_{\text{Hg}} = \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{e_g}{6} \cdot D_{20} \quad (1.8)$$

$$\lambda = 0.897 \cdot U_c^{0.549} \quad (1.9)$$

ここで、 c はUU三軸圧縮試験で得られる粘着力、 A はヒドロゲルの引張強度から求められる定数、 B はヒドロゲルの一軸圧縮強さと引張強度の比から求められる定数、 σ_{th} はヒドロゲルの引張強度、 R_{Hg} は動水半径、 λ は U_c より求められる補正係数、 e_g は砂の間隙比、 D_{20} は砂の20%粒径、 U_c は均等係数である。

この算定式はヒドロゲルの一軸圧縮強さが $0.61 \text{ kgf/cm}^2 \sim 14.8 \text{ kgf/cm}^2$ ($59.8 \text{ kN/m}^2 \sim 1450 \text{ kN/m}^2$) と、比較的強度が高い注入材を用いた試験結果に基づいている。なお、この注入材によるサンドゲルの一軸圧縮強さは珪砂5号で $3.65 \text{ kgf/cm}^2 \sim 15.6 \text{ kgf/cm}^2$ ($358 \text{ kN/m}^2 \sim 1,529 \text{ kN/m}^2$)、珪砂7号では $7.37 \text{ kgf/cm}^2 \sim 21.8 \text{ kgf/cm}^2$ ($722 \text{ kN/m}^2 \sim 2,136 \text{ kN/m}^2$) となっている。

岡ら³⁰⁾は珊瑚混じり砂を用いた配合試験を実施した結果、珊瑚の主成分である炭酸カルシウムと酸性反応剤が反応し、炭酸ガスが発生するため、写真-1.1に示すように供試体がポーラスな状態となる³⁰⁾。よって、このような試料においては、拘束圧条件下のサンドゲルの作製手法を用いて評価する必要性について指摘している。

以上のように、サンドゲルの強度は注入材の種類やシリカ濃度、砂の粒度や密度によって異なる。さらに、サンドゲルの強度はヒドロゲルのそれと比較して大きな値を示すことは一般的に知られており、実験係数を用いた定性的な評価がなされている。

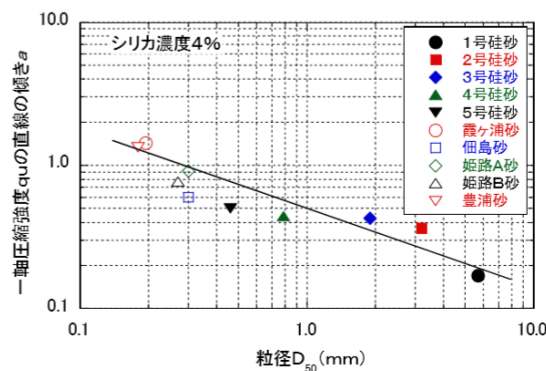


図-1.12 一軸圧縮強さの経時変化²⁸⁾

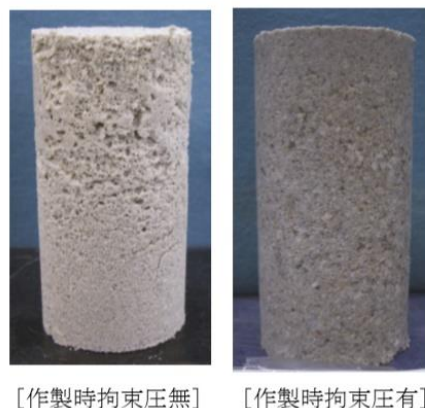


写真-1.1 室内作製改良砂の固結状況³⁰⁾

(2) サンドゲルの動的強度特性

薬液注入工法は、注入材の耐久性の向上に伴い、液状化対策や耐震補強などの地盤改良工事に採用されるようになった。このような背景より、サンドゲルの動的強度特性についての検討が進められている。ここでは主に筆者³¹⁾が実施した試験結果を基に、サンドゲルの動的強度特性について紹介をする。

図-1.13 は未改良砂とサンドゲルの繰返し三軸圧縮試験結果である。この試験では試料に豊浦砂を用い、その相対密度 D_r は 60 %としている。また、サンドゲルに使用した注入材は活性複合シリカ系グラウトであり、そのシリカ濃度 C_s は 4 %のものをを用いている。

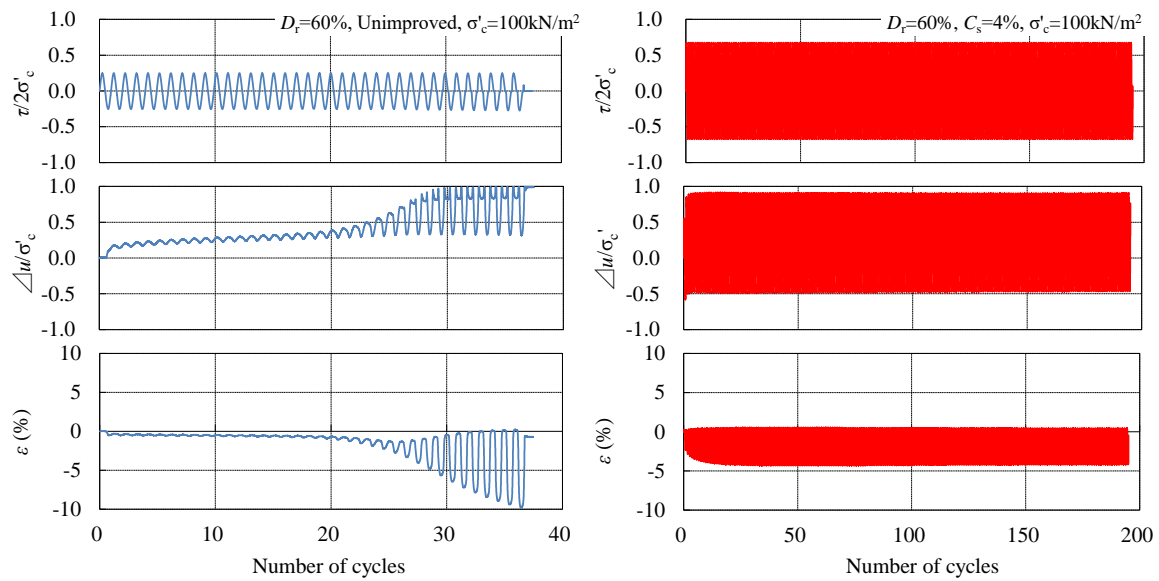
未改良砂では、繰返し載荷 $\tau/2\sigma_c'$ に伴い過剰間隙水圧比 $\Delta u/\sigma_c'$ が徐々に増加し、それが 0.9 以上となると急激に軸ひずみ ε_a が生じて液状化に至る。一方、サンドゲルでは載荷初期から間隙水圧が発生するものの、その発生状況は未改良砂とは異なり、圧縮側で正の値を、引張側で負の値を示し、間隙水圧が蓄積されていない状況にある。これは、サンドゲルの透水係数が低いことより、供試体端面で生じる間隙水圧が計測されたものと思われる。また、軸ひずみは載荷初期に引張側に発生するものの、その後、一定の値に収束する傾向にあり、未改良砂のような脆性的な破壊現象は生じない。また、有効応力経路に着目すると、未改良砂では繰返し載荷に伴う過剰間隙水圧比の上昇によって有効応力 σ_m' が完全に失われるのに対し、サンドゲルでは有効応力を失うことはない。

図-1.14 は未改良砂とサンドゲルの液状化強度曲線である。繰返し回数が 20 回で両振幅ひずみ DA が 5%に達した応力比を液状化強度比 $\tau/2\sigma_c'$ (DA=5 %)とすると未改良砂では 0.19 となる。一方、サンドゲルではシリカ濃度の増加に伴い液状化強度比は大きくなり、0.50～1.22 の値となる。

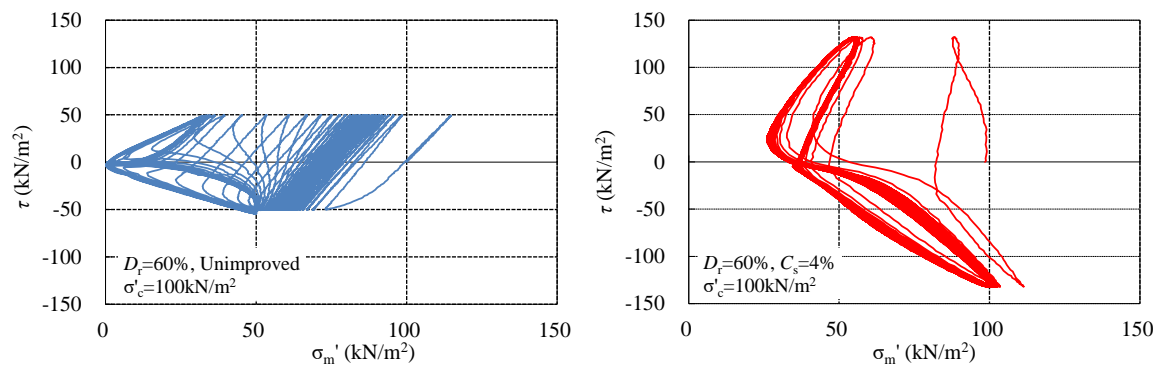
なお、液状化強度は図-1.15 に示すように、試料や拘束圧ごとに一軸圧縮強さ q_u と相関性があり、現在の設計法^{32),33)}では一軸圧縮強さが設計・施工の管理基準値として用いられている。

図-1.16 は繰返し三軸圧縮試験時に生じた最大せん断ひずみ γ と、繰返し載荷試験後に再圧密を行った時の体積ひずみ ε_v (再圧密量) の関係である。実線は Ishihara & Yoshimine³⁴⁾ が実施した未改良砂の結果であり、最大せん断ひずみが大きくなると再圧密量は大きくなり、相対密度が低いものほどその割合は増加する傾向にある。一方、サンドゲルでは試料の相対密度や注入材のシリカ濃度に関わらず、再圧密量は 1 %程度以内に収まる傾向にある。

図-1.17 は動的変形試験より得られたせん断ひずみ γ とせん断剛性比 G/G_0 の関係である。なお、同図には比較対象として、砂と粘性土の試験結果³⁵⁾もプロットしている。サンドゲルのせん断剛性は、未改良土に対して 1~2 割程度増加する³³⁾との見解が示されている一方、サンドゲルの一軸圧縮強さや試験時の拘束圧によっては未改良砂と同程度であるとの見解もある³⁶⁾。なお、サンドゲルのせん断ひずみの増加に伴うせん断剛性比の低下傾向は、砂と粘性土の中間的な挙動を示し、砂と比較すると若干ではあるが粘り強さを有する傾向にある。



(a) 時刻歴



(b) 有効応力経路

図-1.13 繰返し三軸圧縮試験結果

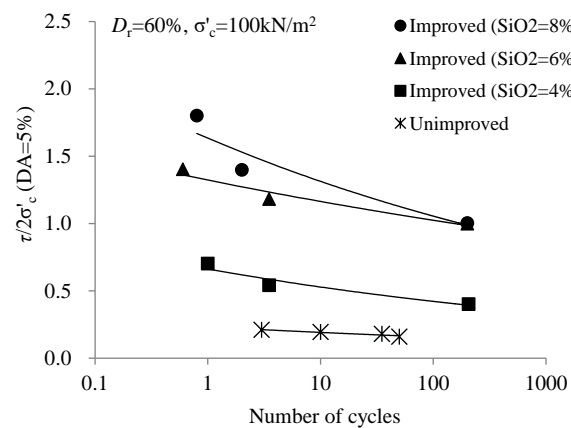


図-1.14 液状化強度曲線

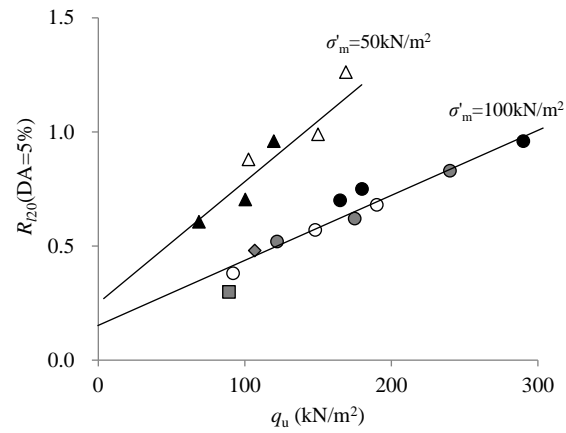


図-1.15 一軸圧縮強さと液状化強度比

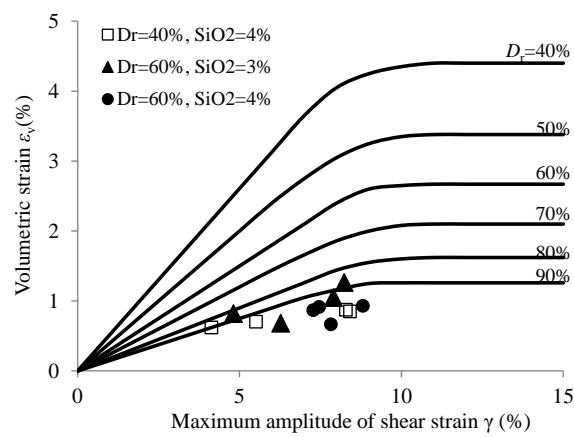


図-1.16 最大せん断ひずみと再圧密度

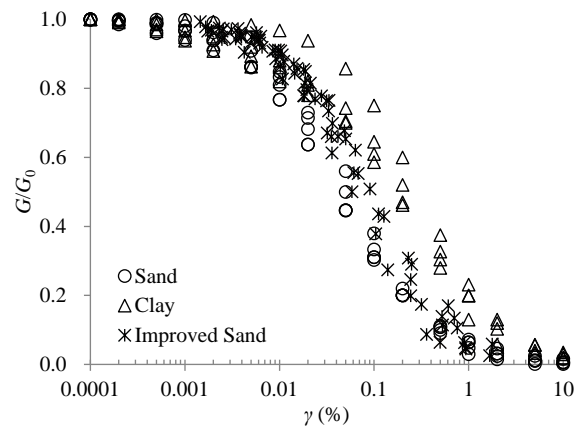


図-1.17 せん断ひずみとせん断剛性比

1.2.4 サンドゲルの強度発現機構に関する研究

サンドゲルの強度発現機構に関して Kaga & Yonekura³⁷⁾は、数種類の注入材と砂を用いた試験結果より、ヒドロゲルとサンドゲルの一軸圧縮強さについて式(1.10)の関係をjている。

$$q_u = A \cdot q_{uH}^n + B \quad (1.10)$$

ここで、 q_u はサンドゲルの一軸圧縮強さ、 q_{uH} はヒドロゲルの一軸圧縮強さ、 A は砂の表面積と間隙率に依存する係数、 B は表面張力によって生じる応力、 n はヒドロゲルの一軸圧縮強さとサンドゲルの引張強さから求められる係数であり、相対密度によって求めることができる。

森ら^{38),39)}はサンドゲルの粘着力は薄膜粘着力と構造成粘着力の二成分から成り立つものとし、薄膜粘着力は膜厚が薄くなるほど増加するものであり、構造成粘着力はダイレイタシーにより生じる負圧が粒子間の拘束圧となるとしている。その結果、サンドゲルの粘着力はゲル自身のそれと比較して大きな値となることを指摘している。

Vipulanandan & Krizek⁴⁰⁾は、ゲル自身とサンドゲルの力学特性を把握する目的で、圧縮試験や引張試験、せん断試験を行い、破壊に関して Model 1 (式(1.11))、Model 2 (式(1.12))を提案し、図-1.18に示す結果が得ている。

$$\frac{(\sigma_{ft}^{GS})_{max}}{\sigma_{ft}^{PG}} = \frac{\pi}{4} \left(\frac{\sigma_{ft}^{AT}}{\sigma_{ft}^{PG}} \right) + \left(\frac{4-\pi}{4} \right) \quad (1.11)$$

$$\frac{(\sigma_{ft}^{GS})_{max}}{\sigma_{ft}^{PG}} = (1-n) \left(\frac{\sigma_{ft}^{AT}}{\sigma_{ft}^{PG}} \right) + n \quad (1.12)$$

ここで、 σ_{ft}^{GS} はサンドゲルの引張強さ、 σ_{ft}^{PG} はゲル自身の引張強さ、 σ_{ft}^{AT} は粒子表面におけるグラウトの付着強さ、 n は間隙率である。

さらに、式(1.13)の複合材料の構成則より、ゲルの収縮によってサンドゲルに内部応力が発生し、弾性係数が増加する Model 3 ~ Model 5 (式(1.16) ~ 式(1.18))の提案を行っている。なお、ゲルの収縮によって内部応力が発生することを仮定しているが、内部応力は収縮量に関わらず式(1.14)および式(1.15)に示すように、ゲル自身の内部応力を超えないものとしている。

$$E^{GS} = E^S + E^C \quad (1.13)$$

$$\bar{p}_s = -\frac{e}{3} \sigma_{ft}^{PG} \quad (1.14)$$

$$E_c^S = 1,300 (\sigma_{ft}^{PG})^{0.5} \quad (1.15)$$

$$E^{GS} = E^S + E^{PG} (1 + 2.5C) \quad (1.16)$$

$$E^{GS} = E^S + \frac{E^{PG}}{(1-C)} \quad (1.17)$$

$$E^{GS} = E^S + E^{PG} \left(1 + \frac{C}{(1-\sqrt[3]{C})}\right) \quad (1.18)$$

ここで、 E^{SG} はサンドゲルの弾性係数、 E^S は砂の弾性係数、 E^C は砂粒子の相互作用がない時の砂とゲルより構成される弾性係数、 E^{PG} はグラウト自身の弾性係数、 \bar{p}_s はグラウトの収縮による内部応力、 e は間隙比、 σ_{ff}^{PG} はグラウト自身の引張強さ、 C は充填砂粒子の体積密度である。

その結果、図-1.19 に示す様に提案モデルによる弾性係数は、サンドゲルの一軸圧縮試験結果より得られる値とほぼ一致する傾向となっている。

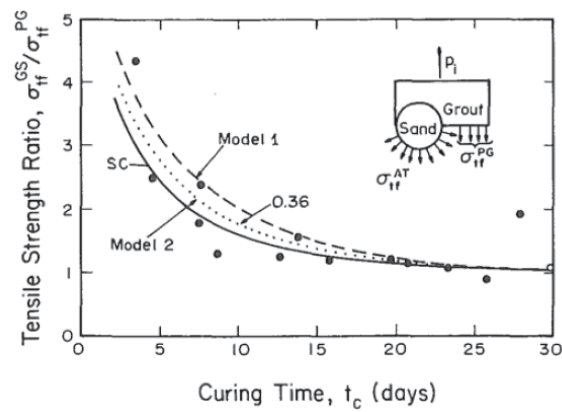


図-1.18 破壊に関するモデル⁴⁰⁾

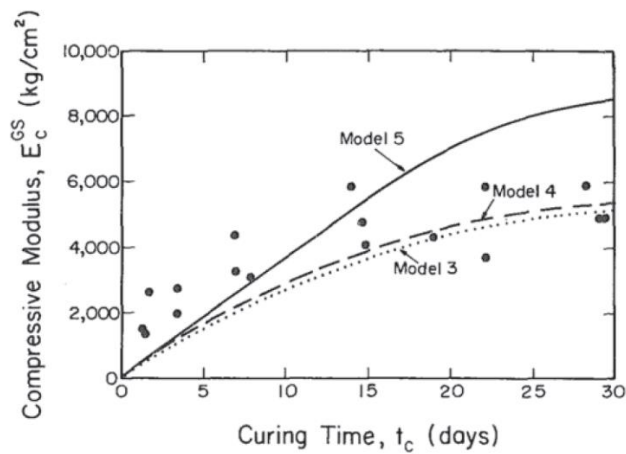


図-1.19 弾性係数に関するモデル⁴⁰⁾

1.3 本論文の目的と構成

1.3.1 本論文の目的

薬液注入工法に用いる注入材の性能は、主剤や反応剤の種類や添加量によって異なり、改良目的や目標強度に応じて大まかな分類がなされている。なお性能を評価する項目としては、注入材そのものが固化したものからのシリカの再溶解量や体積変化量、注入材により固化した砂の経時変化が測定されている^{8)~10),12)~23),41)~44)}。

アルカリ系の注入材は一度ゲル化するものの、改良体中に残存するアルカリ成分 (OH^-) によってシリカが再溶解するため、長期的な改良効果を期待できないことより、仮設を目的とした改良工事に用いられる。一方、非アルカリ系の注入材はアルカリ成分を中和したものや、アルカリ成分を低減したシリカを主剤とすることより、シリカの再溶解が低減されている。しかし、非アルカリ系のうち酸性系シリカグラウトは、1 nm のシリカ粒子が重縮合反応によって脱水しながら三次元的に高分子化することによりゲル化する。なお、この高分子化の反応はゲル化後も継続するため、この過程において大きな体積収縮が生じる。その結果、長期材令において改良効果が幾分か低下するため、長期的な仮設を目的とした改良工事に用いられている。

これに対し、活性シリカコロイド系グラウトや活性複合シリカ系グラウトでは、シリカの再溶解量が少なく、体積変化量が大きくないことより、長期的な改良効果の持続が確認されている。これより、活性シリカコロイド系グラウトや活性複合シリカ系グラウトは、液状化対策や耐震補強などの恒久的な改良を目的とする本設工事に採用されている。

以上が大まかな使用目的に応じた注入材の分類であり、アルカリ系注入材においてはシリカの再溶解と言う化学的な劣化現象が改良効果の持続性に影響を与えている。一方、非アルカリ系注入材では化学的な劣化は殆どなく、体積変化の量が改良効果の持続性に影響を及ぼすものと指摘されている³⁾が、注入材の体積変化が改良効果に及ぼす影響について定量的に評価された事例がないのが現状である。さらに、注入材そのものの強度に対し、注入材により固化した供試体のそれが大きくなることについては、その概念的なもの^{38)~40)}は示されているものの、十分な説明がなされていない。この要因としては、非アルカリ系注入材による固結体の強度発現機構が明確にされていないことに起因する。また、効果の劣化については強度の発現機構が不明であるがゆえに、その要因の特定と定量的な評価がなされていない。

本論文では、非アルカリ系注入材の主剤の種類やシリカ濃度、コロイド含有率がヒドロゲルの体積変化や一軸圧縮強さに及ぼす影響について検討を行う。さらに、これらの注入材によるサンドゲルを作製し、注入材の強度特性や体積変化率がサンドゲルの改良効果の持続性に及ぼす影響について検討する。そして、これらの結果より非アルカリ系注入材により固化した供試体の強度発現および劣化の機構を定量的に評価することを主目的としている。

1.3.2 本論文の構成

本論文の構成を図-1.20 に示す。本論文は以下の全 8 章より構成される。

第 1 章では、薬液注入工法に用いられる注入材の基本的な性質や現状について、既往の研究や事例の取り纏めを行い、本論文の目的について説明する。

第 2 章では、主剤にモル比、コロイド含有率が異なる非アルカリ系注入材のゲルタイム測定、体積変化測定と一軸圧縮試験をはじめとする力学試験を実施し、注入材そのものの材料特性について検討を行う。

第 3 章では、3 種類の珪砂を用いてサンドゲルを作製し、一軸圧縮試験、割裂引張試験、三軸圧縮試験を実施し、砂の諸特性が改良効果に及ぼす影響について検討を行い、改良強度の簡易推定式の提案を行う。さらに、注入材のモル比やコロイド含有量が長期強度に及ぼす影響について検討を行う。

第 4 章では、非アルカリ系注入材において、ヒドロゲルの体積収縮が砂骨格を拘束することにより、改良効果が発揮される強度発現機構のモデルについて提案と説明を行う。

第 5 章では、ヒドロゲルの体積収縮に伴う拘束圧の発生を平行平板試験により観察し、注入材のシリカ濃度や平行平板の間隔が及ぼす影響について検討を行う。

第 6 章では、未改良砂とヒドロゲルおよびサンドゲルを対象にベンダーエレメント法による弾性波試験を実施し、P 波速度および、S 波速度を求め弾性係数やポアソン比などの物性値を算出する。さらに得られた物性値と供試体の強度特性について検討を行う。

第 7 章では、第 4 章で述べる強度発現機構の妥当性を検証する目的で、第 6 章で得られた未改良砂とサンドゲルの弾性波試験結果より骨格拘束圧を求め、提案モデルによる一軸圧縮強さの算定を行う。さらに、強度発現の要素となるパラメータについて推定方法の検討を行う。

第 8 章では、本論文にて得られた知見についてまとめる。

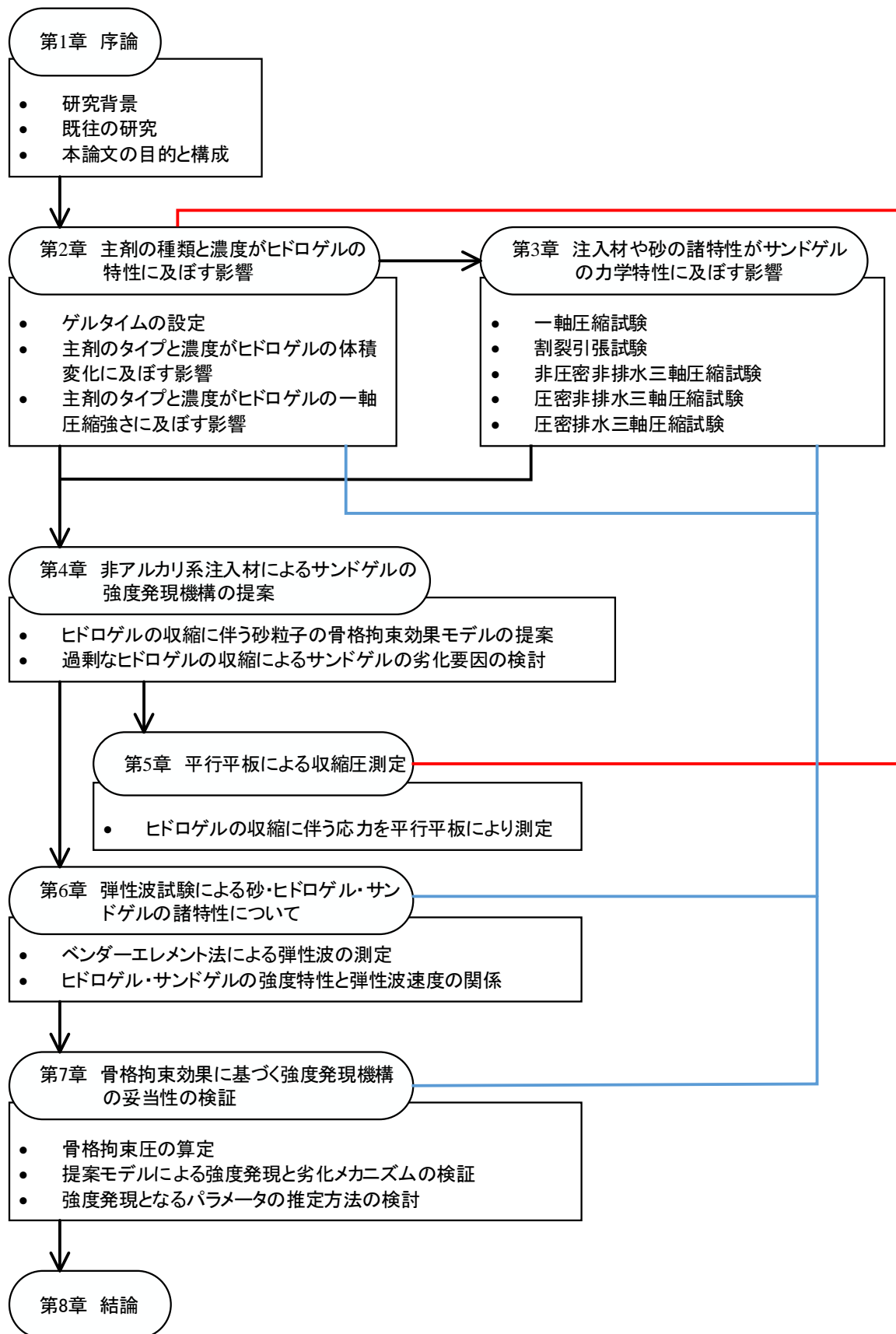


図-1.20 本論文の構成

1.4 用語・量記号の定義

1.4.1 用語

本論文に用いる用語の定義を表-1.1 に示す.

表-1.1 用語と定義

名 称	略 号 単 位	定 義
水ガラス	—	二酸化ケイ素 SiO_2 と酸化ナトリウム Na_2O が一定の比率で混合された液体
活性シリカ	—	水ガラスの Na_2O をイオン交換法により除去した粒径が 1 nm のシリカ
活性シリカコロイド	—	活性シリカを加熱養生し, 粒径を 10 nm ~ 20 nm まで造粒したシリカ
アルカリ系注入材	—	練上がりの pH が 8.6 以上の注入材
非アルカリ系注入材	—	練上がりの pH が 8.6 以下の注入材
酸性系シリカグラウト	AS	水ガラスのアルカリ分を酸性反応剤により中和したシリカ溶液からなる注入材
活性シリカコロイド系グラウト	CS	活性シリカコロイド単体に反応剤を加えたものからなる注入材
活性複合シリカ系グラウト	HS	特殊水ガラスと活性シリカコロイドを併用したものを主剤とする注入材
シロキサン	—	ケイ素 Si と酸素 O を骨格としたシロキサン結合からなる化合物の総称
重縮合反応	—	注入材のシリカの端部にある OH 基が重なり合い, 水 H_2O の脱離を繰返しながら, ゲル化および高分子化する反応
離漿水	—	重縮合反応によって生じた水
非晶質シリカ	—	結晶構造を持たないシリカの総称であり, アモルファスシリカともいわれ, 水に溶解する性質をもつ
シリカ濃度	C_s (%)	注入材 100 mL に含まれるシリカの重量(g)を百分率で表したものであり, 正式な単位は w/v%
コロイド含有率	C_c (%)	注入材のシリカ濃度のうち, 活性シリカコロイドが占める割合
モル比	m	注入材に含まれる酸化ナトリウム Na_2O に対する二酸化ケイ素 SiO_2 の分子量の比率
中和率	n'	非アルカリ系注入材において, 主剤の酸化ナトリウム Na_2O に対する酸性反応剤の分子量の比率
ゲル化	—	注入材の粘度が上昇し, 流動性を失うことであり, 粘度の目安としては 20 mPa·s

ゲルタイム	(min)	摂氏 25 °Cで標準大気圧の状態において、注入材がゲル化するまでの時間
土中ゲルタイム	(min)	土中における注入材のゲルタイム
注入材 pH	—	注入材の練り上がり pH
土中 pH	—	土中における注入材の pH
ヒドロゲル	hg	注入材そのものが固化したものであり、一般的にホモゲル、シリカゲル、pure gel, plain gel などと称されるもの
サンドゲル	sg	注入材により固化した砂であり、薬液改良体、grouted sand などと称されるもの
注入率	λ (%)	改良体の体積に対する注入材の体積の割合
充填率	α (%)	改良体の間隙体積に対する注入材の体積の割合
カルシウム含有率	Ca_c (mg/kg)	未改良砂に含まれるカルシウムの量であり、乾燥試料に対し規定濃度の塩酸で溶解する炭酸カルシウムの重量比
シリカ含有量	SiO_2 (mg/kg)	未改良砂またサンドゲルに含まれるシリカの量であり、乾燥試料に対し、規定濃度の水酸化ナトリウムで溶解する二酸化ケイ素の重量比
P 波	—	進行方向に対し、平行に振動する波動
S 波	—	進行方向に対し、垂直に振動する波動
H_3PO_4	—	リン酸であり、注入材の酸性反応剤
H_2SO_4	—	硫酸であり、注入材の酸性反応剤
混酸	—	リン酸と硫酸を混合した酸性反応剤
マスキング効果	—	リン酸または混酸を使用した注入材に期待できるコンクリート表面の保護効果
浸透注入	—	注入材が土粒子骨格を乱すことなく土粒子間に浸透する状態
割裂注入	—	注入速度が速い条件や細粒分含有率が高い地盤において、注入材が土粒子骨格を乱し、層状に注入される状態
リーク	—	注入材が地表面に流出する現象

1.4.2 量記号

本論文に用いる量記号と定義を表-1.2 に示す.

表-1.2 量記号と定義

量記号	単位記号	量または定義
C_s	%	注入材のシリカ濃度 (質量対容量百分率)
C_c	%	注入材のシリカ濃度のうち, 活性シリカコロイドが占める割合
C_{CN}	wt%	活性シリカコロイドの酸化ナトリウム濃度 (質量百分率)
C_{CS}	wt%	活性シリカコロイドの二酸化ケイ素濃度 (質量百分率)
C_H	wt%	酸性反応剤の濃度 (質量百分率)
C_{SN}	wt%	水ガラスの酸化ナトリウム濃度 (質量百分率)
C_{SS}	wt%	水ガラスの二酸化ケイ素濃度 (質量百分率)
Ca_c	mg/kg	カルシウム含有率
c	kN/m ²	三軸圧縮試験より得られる粘着力
c_g	m, mm	Griffith 理論におけるクラック長
D_r	%	試料の相対密度
D_{10}	mm	試料の 10 % 粒径
D_{50}	mm	試料の 50 % 粒径, 平均粒径
D_{60}	mm	試料の 60 % 粒径
E	kN/m ² , MN/m ²	弾性係数
E_0	kN/m ² , MN/m ²	弾性波試験より得た初期弾性係数
E_{0s}	kN/m ² , MN/m ²	弾性波試験より得た未改良砂の初期弾性係数
E_{0hg}	kN/m ² , MN/m ²	弾性波試験より得たヒドロゲルの初期弾性係数
E_{0sg}	kN/m ² , MN/m ²	弾性波試験より得たサンドゲルの初期弾性係数
E_{50}	kN/m ² , MN/m ²	一軸圧縮試験より得た割線弾性係数
E_{50hg}	kN/m ² , MN/m ²	一軸圧縮試験より得たヒドロゲルの割線弾性係数
E_{50sg}	kN/m ² , MN/m ²	一軸圧縮試験より得たサンドゲルの割線弾性係数
e	—	試料の間隙比
F_c	%	細粒分含有率
f	kN/m ²	割裂引張試験における引張応力
	Hz	弾性波試験における送信波の周波数
G	MN/m ²	せん断弾性係数性
G_0	MN/m ²	弾性波試験より得た初期せん断弾性係数性
G_{0s}	MN/m ²	弾性波試験より得た未改良砂の初期せん断弾性係数性
G_{0hg}	MN/m ²	弾性波試験より得たヒドロゲルの初期せん断弾性係数性
G_{0sg}	MN/m ²	弾性波試験より得たサンドゲルの初期せん断弾性係数性
h	mm	間隙径深

K	MN/m ²	体積弾性係数
K_s	MN/m ²	未改良砂の体積弾性係数
K_{hg}	MN/m ²	ヒドロゲルの体積弾性係数
K_{sg}	MN/m ²	サンドゲルの体積弾性係数
n	%	試料の間隙率
P_s	kN/m ²	平行平板試験におけるヒドロゲルの収縮圧力
P_c	kN/m ²	ヒドロゲルの収縮に伴う拘束圧のポテンシャル
P_1	kN/m ²	ヒドロゲルの収縮による砂骨格を拘束する圧力
P_2	kN/m ²	ヒドロゲルの剛性に基づく変形抑止力
P_3	kN/m ²	ヒドロゲルの強度に基づく付加拘束圧
p'	kN/m ²	平均有効応力
q	kN/m ²	軸差応力, 軸応力
q_c	kN/m ²	一次降伏応力
q_u	kN/m ²	一軸圧縮強さ
q_{uhg}	kN/m ²	ヒドロゲルの一軸圧縮強さ
q_{usg}	kN/m ²	サンドゲルの一軸圧縮強さ
S_r	%	飽和度
SiO_{2s0}	mg/kg	未改良砂のシリカ含有量
SiO_{2sg}	mg/kg	改良砂のシリカ含有量
δSiO_{2sg}	mg/kg	改良によるシリカ含有量の増加分
δSiO_{2sgc}	mg/kg	改良により増加するシリカ含有量の計算値
U_c	—	均等係数であり 10 % 粒径と 60 % 粒径より求まる値
u	kN/m ²	間隙水圧
δu	kN/m ²	間隙水圧増分
δ_a	mm	割裂引張試験における軸変位量
V_C	L	活性シリカコロイドの容量
V_H	L	酸性反応剤の容量
V_S	L	水ガラスの容量
V_p	m/sec	弾性波試験より得た P 波速度
V_{ps}	m/sec	弾性波試験より得た未改良砂の P 波速度
V_{phg}	m/sec	弾性波試験より得たヒドロゲルの P 波速度
V_{psg}	m/sec	弾性波試験より得たサンドゲルの P 波速度
V_s	m/sec	弾性波試験より得た S 波速度
V_{ss}	m/sec	弾性波試験より得た未改良砂の S 波速度
V_{shg}	m/sec	弾性波試験より得たヒドロゲルの S 波速度
V_{ssg}	m/sec	弾性波試験より得たサンドゲルの S 波速度
ε_a	%	一軸圧縮試験, 三軸圧縮試験における軸ひずみ
ε_f	%	破壊ひずみ

ε_v	%	体積変化率（ヒドロゲルの体積変化）
	%	体積ひずみ（三軸圧縮試験）
ν	—	ポアソン比
ν_s	—	未改良砂のポアソン比
ν_{hg}	—	ヒドロゲルのポアソン比
ν_{sg}	—	サンドゲルのポアソン比
ρ_C	—	活性シリカコロイドの比重
ρ_H	—	酸性反応剤の比重
ρ_S	—	水ガラスの比重
ρ_s	g/cm ³	土粒子の密度
ρ_d	g/cm ³	乾燥密度
ρ_t	g/cm ³	湿潤密度
ρ_{thg}	g/cm ³	ヒドロゲルの湿潤密度
ρ_{tsg}	g/cm ³	サンドゲルの湿潤密度
σ'	kN/m ²	有効応力
σ'_c	kN/m ²	圧密圧力，拘束力
σ_r	kN/m ²	セル圧
σ_t	kN/m ²	割裂引張強さ
σ_{thg}	kN/m ²	ヒドロゲルの割裂引張強さ
σ_{tsg}	kN/m ²	サンドゲルの割裂引張強さ
τ	kN/m ²	せん断応力
ϕ	°	三軸圧縮試験より得られる内部摩擦角

参考文献

- 1) M. Hoshiya, S. Shimada, H. Kanematsu, K. Kayahara: A new grouting material of non-alkaline silica sol, *Proceeding of the Conference on Grouting in Geotechnical Engineering*, Vol. 2, pp. 378-393, 1982.
- 2) 島田俊介，栢原健二：懸濁・溶液複合型シリカゾル系グラウトの pH の挙動，第 15 回土質工学研究発表会，pp. 1673-1676, 1980.
- 3) 加賀宗彦，森麟：薬液注入におけるゲル化した注入材の安定性と固結砂強度の耐久性に関する基礎研究，土木学会論文集，No. 496/V-24, pp. 31-40, 1994.
- 4) 多田修一，米倉亮三，加賀宗彦，島田俊介：超微粒子シリカを用いた耐久性グラウト材の開発，第 22 回土質工学研究発表会，pp. 686-687, 1987.
- 5) 島田俊介，米倉亮三，和田貴子，陣内直樹：活性複合シリカグラウトの開発，第 37 回地盤工学研究発表会，pp. 566-567, 2002.
- 6) 公益財団法人鉄道総合技術研究所：注入の設計施工マニュアル，pp. 153-166, 2011.
- 7) Ralph K. ILER: *The chemistry of silica*, AWiley-Interscience Publication, 1978.
- 8) 三輪求，米倉亮三：水ガラス系グラウト材の基本的性質について，土質工学論文報告集，Vol. 34, No.

- 3, pp. 113-121, 1994.
- 9) 米倉亮三, 島田俊介: 薬液注入の長期耐久性と恒久グラウト本設注入工法の設計施工—環境保全型液状化対策工と施工管理—, 近代科学社, 2016.
 - 10) 米倉亮三, 島田俊介: 薬液注入における長期耐久性の研究, 土と基礎, Vol. 40, No. 12, pp. 17-22, 1992.
 - 11) 佐々木隆光, 米倉亮三, 島田俊介: 活性シリカと超微粒子複合シリカによる固結地盤の経年固結性の現場実証試験, 第 54 回地盤工学研究発表会, pp. 481-482, 2019.
 - 12) 米倉亮三, 島田俊介, 加賀宗彦: 各種薬液注入材の長期養生結果と浸透水圧を作用させた薬液改良固結砂の耐久性, 土と基礎, Vol. 63, No. 2, Ser. No. 685, pp. 42-45, 2015.
 - 13) R. Yonekura: The developing process and the new concepts of chemical grouting in Japan, *Grouting and Deep Mixing*, Vol. 2, Balkema, Rotterdam, pp. 889-901, 1997.
 - 14) 川田聡志, 多賀玄治, 古城誠: 水ガラス系薬液の耐久性に関する考察 (ホモゲルからの離漿水の分析), 第 32 回地盤工学研究発表会, pp. 2279-2280, 1997.
 - 15) 川田聡志, 古城誠: 水ガラス系薬液の耐久性に関する考察 (第二報), 第 33 回地盤工学研究発表会, pp. 2179-2180, 1998.
 - 16) 長谷安浩, 古城誠: 水ガラス系薬液の耐久性に関する考察 (第三報), 第 34 回地盤工学研究発表会, pp. 903-904, 1999.
 - 17) 古城誠: 水ガラス系薬液の耐久性に関する考察 (第 4 報), 第 35 回地盤工学研究発表会, pp. 1197-1198, 2000.
 - 18) 古城誠: 水ガラス系薬液の耐久性に関する考察 (第 5 報), 第 36 回地盤工学研究発表会, pp. 809-810, 2001.
 - 19) 大西高明, 塩澤拓哉, 林田晃, 小宮一仁: コロイダルシリカを混合した酸性シリカゾル注入材の耐久性に関する研究, 第 51 回地盤工学研究発表会, pp. 679-680, 2016.
 - 20) 仲山貴司, 澤田亮, 平岡陽, 赤木寛一: 液注入工法で固化した改良体の耐久性評価に関する研究, 土木学会論文集, Vol. 69, No. 2, pp. 162-173, 2013.
 - 21) 山崎知, 中道馨, 赤木寛一, 川村淳, 渡邊陽介: 高濃度薬液固結砂の長期強度特性について (その 1) -薬液ホモゲルの体積変化メカニズムの検討-, 第 52 回地盤工学研究発表会, pp. 1677-1678, 2017.
 - 22) S. Inazumi, H. M. Shang, S. Soralump, Y. Nakagishi, Y. Miyatani, M. Yuji, Y. Okuno: Effect of the molar ratio of liquid glass grouting agents on mechanical characteristics of the solidified soils, *International Journal of GEOMATE*, Vol. 7, No. 1, pp. 985-992, 2014.
 - 23) 諏訪裕哉, 末政直晃, 島田俊介, 佐々木隆光: 薬液注入供試体の強度特性と強度発現機構に関する一考察, 第 50 回地盤工学シンポジウム, pp. 159-164, 2005.
 - 24) 米倉亮三, 加賀宗彦: 注入薬液による固結砂の強度特性, 土木学会論文集, 第 364 号/III-4, pp. 51-60, 1985.
 - 25) 森麟, 田村昌仁: 薬液により固結した砂の粘着力とダイレイタンスーについて, 土木学会論文集, 第 370 号/III-5, pp. 123-132, 1986.
 - 26) 森麟, 田村昌仁: 水ガラス系固結砂の強度に関する工学的特性, 土木学会論文集, 第 370 号/III-5, pp. 113-122, 1986.
 - 27) 天利実, 社本康広, 風間広志, 桂豊: 特殊シリカ系薬液注入改良土の相対密度と一軸圧縮強度の関係, 第 40 回地盤工学研究発表会, pp. 761-762, 2005.

- 28) 天利実, 社本康広, 風間広志: 特殊シリカ系薬液注入改良土の相対密度と一軸圧縮強度の關係に粒径が及ぼす影響, 第41回地盤工学研究発表会, pp. 791-792, 2006.
- 29) 森川義人: 薬液注入固結砂の粘着力の評価方法に関する研究, 土木学会論文集, No. 517/III-31, pp. 73-82, 1995.
- 30) 岡二三生, 小高猛司, 大野康年: コロイダルシリカのさんご混じり砂への適用性, 土木学会論文集 C, Vol. 64, No. 3, pp. 571-584, 2008.
- 31) T. Sasaki, T. Tadao, S. Shimada, N. Suemasa: A Fundamental Study on Cyclic Behaviors of Sands Improved by Chemical Grouting Method, *Proceeding of the 2013 International Offshore and Polar Engineering*, pp. 669-675, 2013.
- 32) 恒久グラウト・本設注入協会: 急速浸透注入工法 超多点注入工法 技術マニュアル, 2012.
- 33) 財団法人沿岸技術研究センター: 浸透固化処理工法技術マニュアル, 沿岸技術ライブラリー, No. 33, 2008.
- 34) K. Ishihara, M. Yoshimine: Evaluation of settlements in sand deposits following liquefaction during earthquakes, *Soils and Foundations*, Vol. 32, No. 1, pp. 173-188, 1992.
- 35) 社団法人地盤工学会: 設計用地盤定数の決め方-土質編-, p. 217, 2007.
- 36) 岡田和成, 内田義博, 佐々木隆光, 末政直晃: 活性シリカコロイド系注入材により浸透固結された礫質砂の力学・変形特性, 第11回地盤改良シンポジウム論文集, pp. 391-396, 2014.
- 37) Kaga M. and Yonekura R.: Estimation of strength of silicate grouted sand, *Soils and Foundations*, Vol. 31 No. 3, pp. 43-59, 1991.
- 38) 森麟, 佐藤勝久: 結合剤による土の強度増加機構, 土と基礎, Vol. 16, No. 12, pp. 3-9, 1968.
- 39) 森麟, 伊藤雅夫: 結合剤で固結させた土の構造的粘着力, 土と基礎, Vol. 17, No. 6, pp. 11-18, 1968.
- 40) Vipulanandan, C. and Krizek, R. J.: Mechanical behavior of chemically grouted sand, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol. 112, No. 9, pp. 869-887, 1986.
- 41) 鈴木真一, 赤木寛一, 石田聖一, 中野政幸: 薬液で固化させた砂の長期耐久性について, 第38回地盤工学研究発表会, pp. 1019-1020, 2003.
- 42) 岸上太樹, 赤木寛一: 薬液注入による固結砂の長期耐久性と強度について, 第40回地盤工学研究発表会, pp. 755-756, 2005.
- 43) 岩崎光紀, 赤木寛一, 川村淳, 渡邊陽介: 薬液ホモゲルの体積変化と薬液固結砂の強度発現との関係, 土木学会第68回年次学術講演会, pp. 127-128, 2013.
- 44) 石田聖一, 赤木寛一, 鈴木真一, 野中政幸: 薬液で固結させた砂の長期耐久性について, 土木学会第58回年次学術講演会, pp. 1141-1142, 2003.

第2章

主剤の種類と濃度がヒドロゲルの特性に及ぼす影響

2.1 ヒドロゲルに関する試験の概説

2.1.1 ヒドロゲルに関する試験概要と定義

本章では、酸性系シリカグラウト (Acid silica grout: AS) と活性複合シリカ系グラウト (Hybrid silica grout: HS)、活性シリカコロイド系グラウト (Activated colloidal silica grout: CS) の非アルカリ系注入材において主剤のシリカ濃度 C_s やモル比 m 、コロイド含有率 C_c がヒドロゲルの特性に及ぼす影響を把握する目的で、体積変化測定と一軸圧縮試験、割裂引張試験を実施した。なお、試験に先立ちゲルタイムを統一するための配合試験を実施した。

AS では水ガラス (Sodium silicate) の m 、HS では活性シリカコロイド (Activated colloidal silica: ACS) の含有率 C_c 、CS ではコロイドの粒子径など様々な配合パラメータがある。なお、注入材の C_s は、二酸化ケイ素 (シリカ) の重量パーセント (wt%) や水ガラスの使用割合 (%) で示されることがある。しかし、これらの指標では主剤の濃度や反応剤の添加量によって算出される濃度 (単位容積当たりの二酸化ケイ素 (シリカ) の重量) が異なる。

本論文ではシリカの原料濃度や m が異なる主剤を使用し、統一した指標で比較を行うことを目的としているため、単位容積あたりに含まれるシリカの質量を基準とした。よって、本論文におけるシリカ濃度 C_s とは質量対容量百分率¹⁾であり、正式な単位は w/v% であるが、慣用的に % と表記する。

また、注入材の m とは原料あるいは練上がり注入材に含まれる二酸化ケイ素 SiO_2 と酸化ナトリウム Na_2O の分子量の比率を、 C_c とは注入材中の C_s のうち、活性シリカコロイドが占める割合を指す。

2.1.2 使用材料

本章にて使用した水ガラス (Sodium silicate: SS) と活性シリカコロイド (Activated colloidal silica: ACS) の組成と性状を表-2.1 に、酸性反応剤の組成と性状を表-2.2 に示す。本章にて用いた水ガラスのモル比 m は 2.06 ~ 4.35 のものであり、活性シリカコロイドの m は 103 である。また、分子量は二酸化ケイ素 SiO_2 で 60.1 g/mol、酸化ナトリウム Na_2O で 62.0 g/mol、リン酸 H_3PO_4 では 98.0 g/mol である。

なお、水ガラスの分子構造の例として m が 3.00 のものを図-2.1 に示す。水ガラスはシロキサン鎖 (O-Si-

O) にシラノール基 (OH^-)，さらに端末にナトリウム (Na) がついており，このNaがシリカの結合を妨げている。

酸性系シリカグラウト²⁾ASは，このNaを酸 (HX) によって中和し，図-2.2に示す反応を促進させることによってゲル化させる．まず，一次反応として中和によりシリカ分子の端末が OH^- となり，粒径が1 nm程度のシリカ粒子となる．次に，二次反応として SiO_2 粒子端部の OH^- が縮合脱水反応することによってシロキサン結合する．なお，このシロキサン結合が三次元的に高分子化することにより，注入材は粘度を増加させ，最終的に流動性を失う．この状態をゲル化と称している．また更に，ゲル化後もこの高分子化反応は継続されるため脱水が生じ，これがヒドロゲルの体積収縮の要因となる．

また，活性シリカコロイド系グラウトCSは写真-2.1に示す10 nm程度のコロイド状のシリカが，ASと同様にシロキサン結合によりゲル化するが，シロキサン結合を生じる OH^- がASと比較して少ないため，体積変化が少ないなどの特徴がある³⁾．なお，活性複合シリカ系グラウトHSはASとCSとの中間的な反応過程を示す⁴⁾．

表-2.1 シリカ原料の組成と性状

Name	Type	SiO_2	Na_2O	Molar ratio	Specific gravity	Particle size
HB Silica 35 ^{*1}	SS	22.20 wt%	11.10 wt%	2.06	1.36	—
HB Silica 40 ^{*1}	SS	28.98 wt%	9.38 wt%	3.19	1.41	—
PR Silica ^{*2}	SS	25.65 wt%	7.05 wt%	3.75	1.32	—
AP Silica ^{*3}	SS	20.38 wt%	4.84 wt%	4.35	1.23	—
Hi Silica ^{*3}	ACS	30.00 wt%	0.30 wt%	103	1.21	10 nm

*1 ADEKA 社製

*2 東曹産業社製

*3 日本化学工業社製

表-2.2 酸性反応剤の組成と性状

Name	Ingredient	Concentration	Specific gravity	pH
Actor-M ^{*1}	H_3PO_4	75.0 wt%	1.58	less than 1

*1 ラサ工業社製

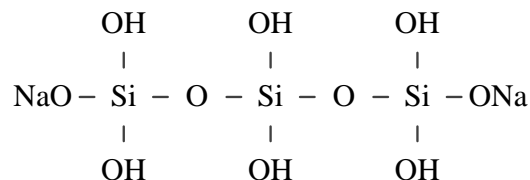


図-2.1 水ガラスの分子構造の一例

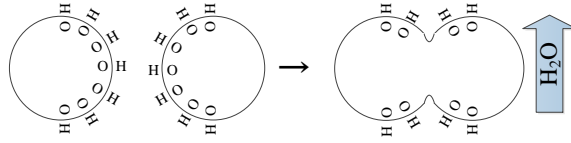


図-2.2 水ガラスと酸の反応

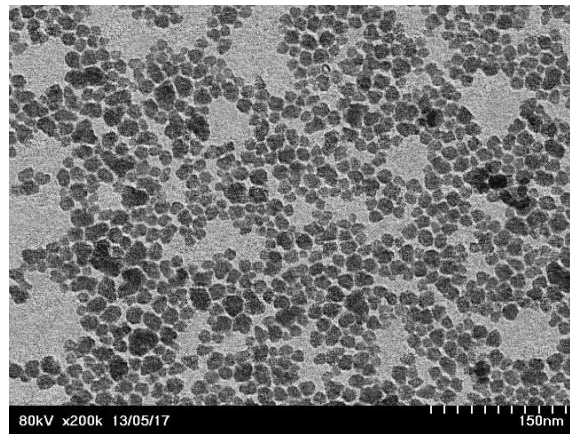


写真-2.1 活性シリカコロイドの TEM 画像（日本化学工業㈱提供）

2.2 ゲルタイム測定

2.2.1 配合条件

ゲルタイム測定は表-2.3に示す酸性系シリカグラウトAS、活性複合シリカ系グラウトHSと活性シリカコロイド系グラウトCSを用いて試験を実施した。なお、ASにおいてはモル比 m が異なる4種類の水ガラスを用い、HSにおいては、コロイド含有率 C_c を変えることにより m が異なる3種類とした。また、各主剤におけるシリカ濃度 C_s は1～3種類とし、酸性反応剤には注入材のpHを容易に調整が行えるリン酸 H_3PO_4 を使用した。なお、各配合の H_3PO_4 添加量は中和率 n' より算出し決定した。

n' とは反応剤に含まれる H_3PO_4 のモル数に対し、主剤に含まれる Na_2O のモル数の比である。なお、pH調整に用いた H_3PO_4 は三塩基酸であり、電離度⁵⁾ pK_a が2.12, 7.21, 12.67の3つあるため、解離する H^+ イオンはpHによって異なる。したがって本論文では n' を式(2.1)により算出した。

$$n' = \frac{C_H \times \rho_H \times V_H \times 62.0}{2 \times (C_{SN} \times \rho_S \times V_S + C_{CN} \times \rho_C \times V_C) \times 98.0} \quad (2.1)$$

ここで、 n' は中和率、 C_H は H_3PO_4 濃度 (wt%)、 ρ_H は H_3PO_4 比重、 V_H は H_3PO_4 使用量 (L)、98.0は H_3PO_4 分子量 (g/mol)、 C_{SN} は水ガラスの Na_2O 濃度 (wt%)、 ρ_S は水ガラスの比重、 V_S は水ガラスの使用量 (L)、 C_{CN} は活性シリカコロイドの Na_2O 濃度 (wt%)、 ρ_C は活性シリカコロイドの比重、 V_C は活性シリカコロイド

ドの使用量 (L) , 62.0はNa₂O分子量 (g/mol) , 2は実験定数である.

なお, $n'=1.0$ のとき主剤中の水ガラスがすべて反応する条件となり, pHは中性~弱酸性を示し, $n'>1.0$ の条件下では酸が余剰な状態となり酸性を示す.

配合表の一例として Case 6 と Case 14 のうち n' が 1.0 のものを表-2.4 に示す. なお, 配合に用いた水は東京理科器械社製イオン交換水製造装置 (SA-2100E) により採取したイオン交換水である.

また, 式(2.2)~式(2.4)は 1,000L 配合における C_s と C_c , m の算出式である.

$$C_s = \frac{C_{ss} \times \rho_s \times V_s + C_{cs} \times \rho_c \times V_c}{1,000} \times 100 \quad (2.2)$$

$$C_c = \frac{C_{cs} \times \rho_c \times V_c}{C_s} \times 100 \quad (2.3)$$

$$m = \frac{(C_{ss} \times \rho_s \times V_s + C_{cs} \times \rho_c \times V_c) \times 62.0}{(C_{sn} \times \rho_s \times V_s + C_{cn} \times \rho_c \times V_c) \times 60.1} \quad (2.4)$$

ここで, C_s は注入材のシリカ濃度 (%), C_c は注入材のコロイド含有率 (%), m は注入材のモル比, C_{ss} は水ガラスの SiO₂ 濃度 (wt%), C_{sn} は水ガラスの Na₂O 濃度 (wt%), ρ_s は水ガラスの比重, V_s は水ガラスの使用量 (L), C_{cs} は水ガラスの SiO₂ 濃度 (wt%), C_{cn} は水ガラスの Na₂O 濃度 (wt%), ρ_c は水ガラスの比重, V_c は水ガラスの使用量 (L), 62.0 は Na₂O 分子量 (g/mol), 60.1 は SiO₂ 分子量 (g/mol) である.

表-2.3 ゲルタイム測定試験配合

Case	Type	Molar ratio m	Colloid concentration C_c	Silica concentration C_s	Neutralization n'
1	AS	2.06	0.0 %	6.0 %	1.0 ~ 1.1
2	AS	3.19	0.0 %	6.0 %	1.0 ~ 1.1
3				9.0 %	1.0 ~ 1.1
4				12.0 %	1.0 ~ 1.2
5	AS	3.75	0.0 %	6.0 %	1.0 ~ 1.1
6				9.0 %	1.0 ~ 1.1
7				12.0 %	1.0 ~ 1.2
8	AS	4.35	0.0 %	6.0 %	1.0 ~ 1.1
9				9.0 %	1.0 ~ 1.1
10				12.0 %	1.0 ~ 1.2
11	HS	4.90	24.2 %	6.0 %	1.0 ~ 1.1
12				9.0 %	1.0 ~ 1.1
13				12.0 %	1.0 ~ 1.1
14	HS	9.51	62.8 %	9.0 %	1.0 ~ 1.1
15				12.0 %	1.0 ~ 1.1
16				15.0 %	1.0 ~ 1.1
17	HS	23.6	87.3 %	9.0 %	1.0 ~ 1.1
18	CS	103	100 %	29.0 %	0.5 ~ 0.8

表-2.4 1,000L 当たりの配合

Case	Sodium silicate (PR silica)	Colloidal silica (Hi silica)	Acid reactant (Actor-M)	Water	C_s	C_c	m	n'
6	177.18 L	0.00 L	43.53 L	779.29 L	6.0 %	0.0 %	3.75	1.0
	233.92 g	0.00 g	68.80 g	779.29 g				
14	268.56 L	80.04 L	66.75 L	584.65 L	12.0 %	24.2 %	4.90	1.0
	354.56 g	96.85 g	105.50 g	584.65 g				

2.2.2 試験方法

ゲルタイムの測定は、各種材料を室温 25 °Cにて一定時間保管した後、所定の質量を量り取りマグネットスターラーで混合した。混合方法は、酸性系シリカグラウト AS と活性シリカコロイド系グラウト CS の場合、水を二等分し、水ガラスまたは活性シリカコロイドと酸性反応剤を希釈する。そして、希釈酸を攪拌しながら希釈水ガラスまたは希釈活性シリカコロイドを投入する。

一方、活性複合シリカ系グラウト HS では水を三等分し、活性シリカコロイドと水ガラス、酸性反応剤をそれぞれ希釈する。そして、希釈酸を攪拌しながら希釈活性シリカコロイドを投入し、次に希釈水ガラスを投入する。作製した注入材は写真-2.2 の pH メータ (HORIBA 社製, F-71) により pH を計測した後、写真-2.3 の音叉型振動式粘度計 (AND 社製, SV-10) にて動粘度を測定した。なお、注入材の液温を一定に保たせるため、写真-2.4 に示す水循環装置 (東京理科器械社製, CTP-1000) を用い 25 °C の水を循環させた。



写真-2.2 pH メータ (HORIBA 社製, F-71)



写真-2.3 音叉型振動式粘度計 (AND 社製, SV-10)



写真-2.4 開放系用冷却水循環装置 (東京理科器械社製, CTP-1000)

2.2.3 粘度の経時変化

音叉型振動式粘度計で測定された粘度の経時変化を図-2.3, 図-2.4, 図-2.5 に示す. ここで図中の m はモル比, C_s はシリカ濃度, n' は中和率である. 初期の粘度は $1.05 \text{ mPa}\cdot\text{s} \sim 4.01 \text{ mPa}\cdot\text{s}$ と低いが, ゲル化直前に粘度が上昇する傾向を示す. また, 同一の主剤および C_s の場合, n' が大きくなるほどゲルタイムは長くなる傾向を示す. これらの傾向は注入材の種類 (m やコロイド含有率 C_c) や C_s に依らず, 同様の特性を示した.

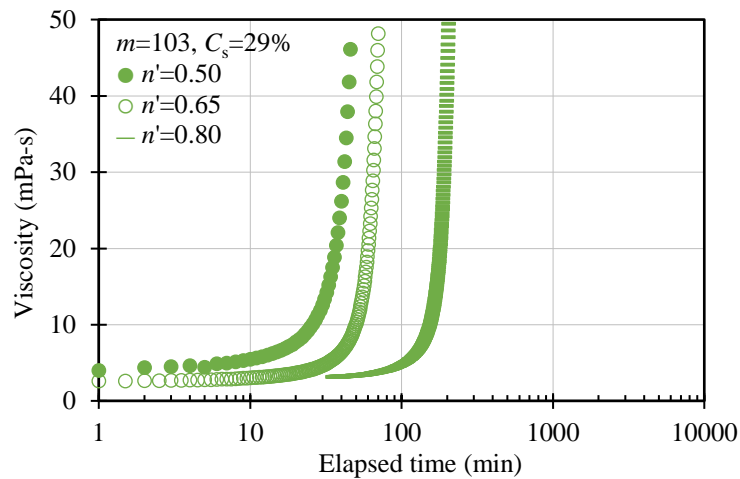


図-2.3 活性シリカコロイド系グラウトにおける粘度の経時変化

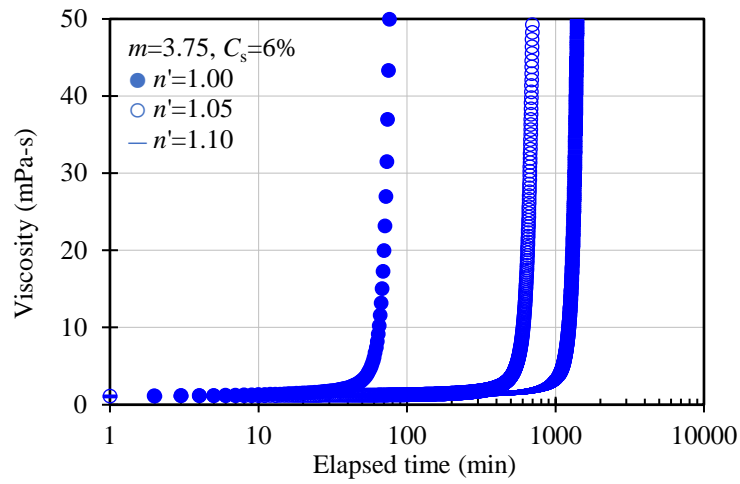
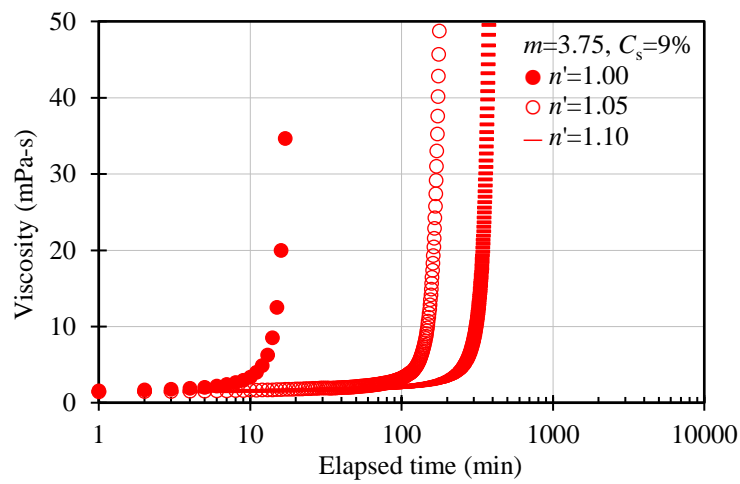
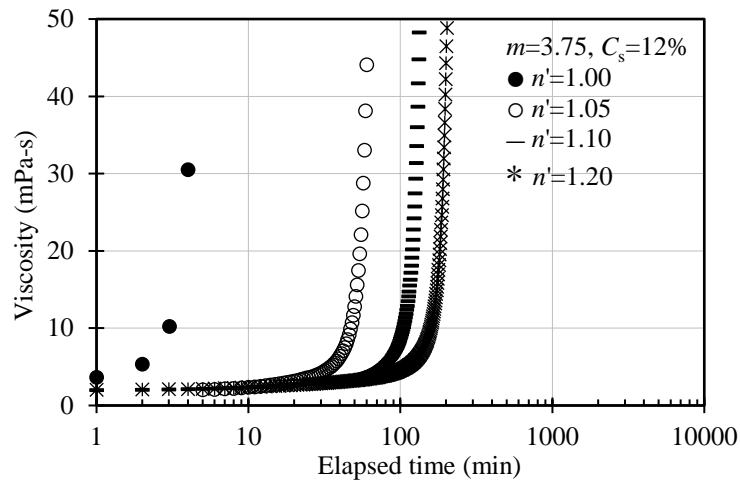
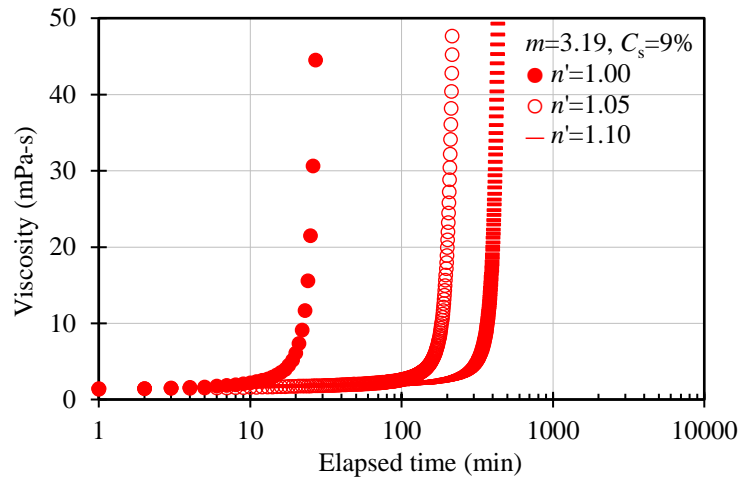
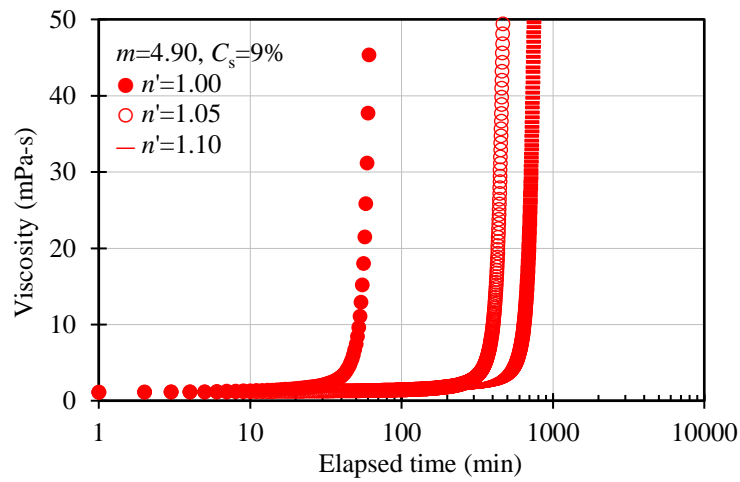

 (a) $C_s=6\%$

 (b) $C_s=9\%$

 (c) $C_s=12\%$

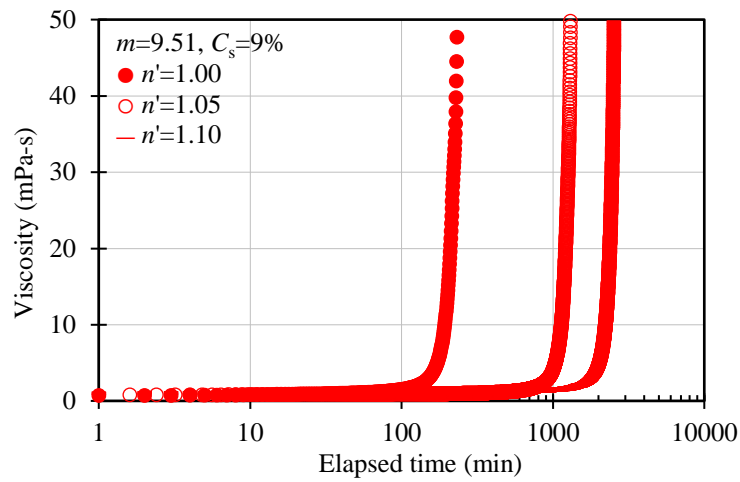
 図-2.4 酸性系シリカグラウト ($m=3.75$) における粘度の経時変化



(a) $m=3.19$, $C_c=0.0\%$



(b) $m=4.90$, $C_c=24.2\%$



(c) $m=9.51$, $C_c=62.8\%$

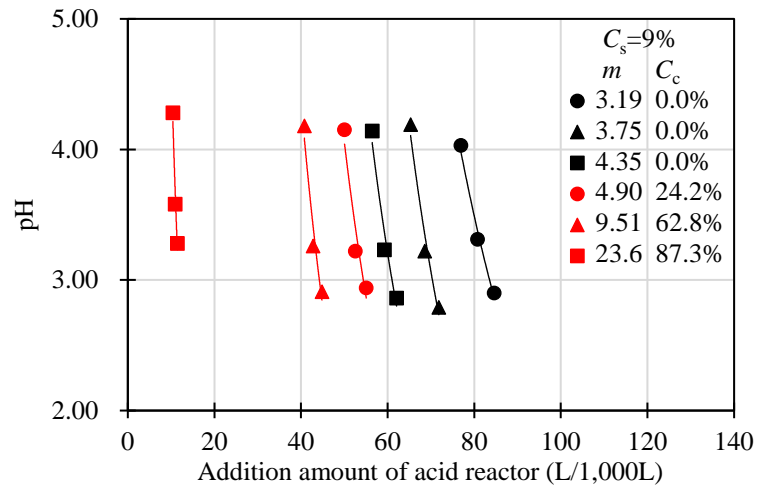
図-2.5 $C_s=9\%$ における粘度の経時変化

2.2.4 酸性反応剤添加量（中和率）と pH およびゲルタイムの関係

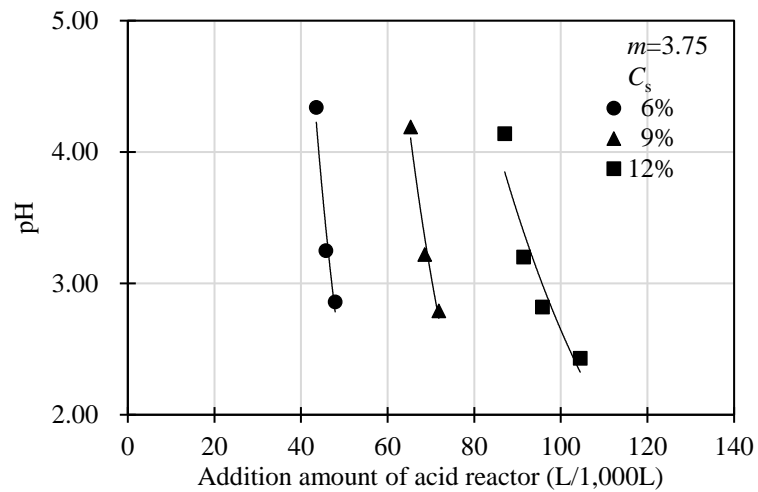
図-2.6 に酸性反応剤添加量と pH の関係を示す。注入材の pH は酸性添加剤の添加量の増加に伴い低下する傾向を示す。なお、同一のシリカ濃度 C_s においては注入材のモル比 m が高いものほど少量の酸性添加剤で pH を調整することができる。また、同一の m の場合、 C_s が低いものほど少量の酸性添加剤で pH を調整することができる。これは、注入材の m の増加、あるいは C_s の低下に伴い、注入材に含まれる Na_2O 濃度が低下するため、これを中和するために必要な酸性反応剤の添加量が低減されるためである。

図-2.7 に中和率 n' と pH の関係を示す。同一の C_s においてコロイド含有率 C_c が 87.3 % 以外のものは、 n' が高くなると pH は低下する傾向を示し、その値は概ね同程度となる傾向を示した。一方、 C_c が 87.3 % のものは他の注入材と同様に n' が高くなるに伴い pH は低下するものの、同一の n' における pH は高くなる傾向にあった。また、同一の m においては C_s に関わらず pH は n' に依存する傾向にある。これらの傾向は他の m や C_s においても同様の結果となっている。

図-2.8 に注入材の pH とゲルタイムの関係を示す。ゲルタイムは練上がりから粘度が 20 mPa・s になるまでの経過時間⁶⁾としている。同一の C_s の場合、酸性系シリカグラウト AS に着目すると、pH が一定であれば、 m にかかわらずゲルタイムは同程度となる傾向を示す。一方、活性複合シリカ系グラウト HS の場合、AS とは異なり、 m が高くなる（ C_c が高くなる）と同一の pH におけるゲルタイムは長くなる。また、同一の m においては、 C_s が高いほど同一の pH におけるゲルタイムは短くなる傾向を示す。これらの傾向は他の m や C_s においても同様の結果となっている。

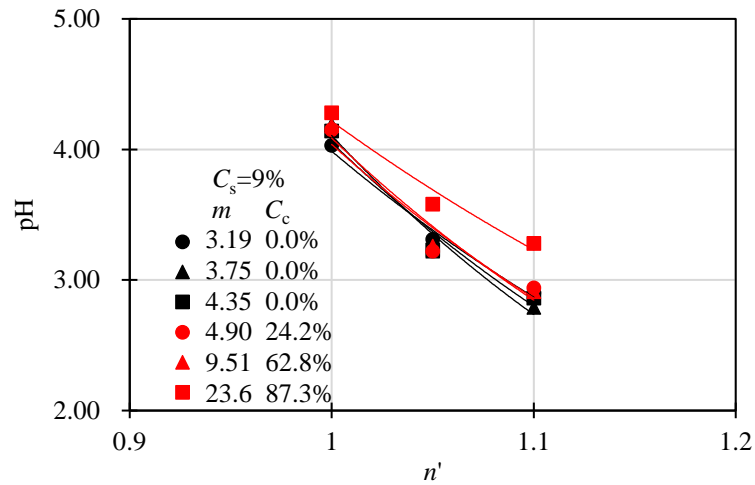


(a) $C_s=9\%$

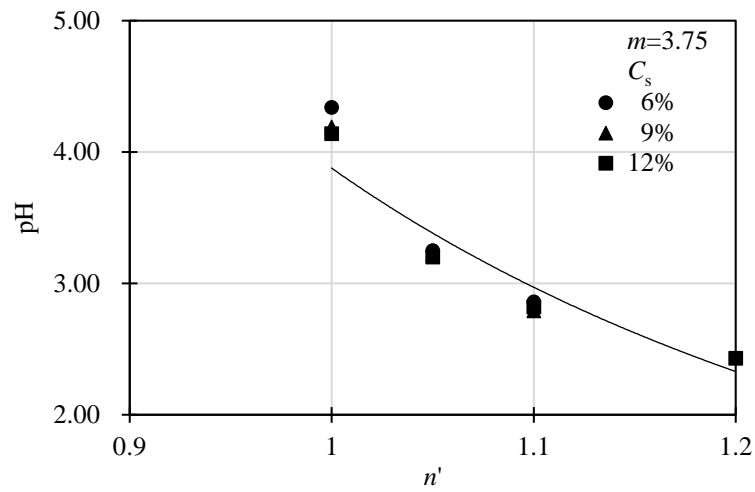


(b) 酸性系シリカグラウト ($m=3.75$)

図-2.6 酸性反応剤添加量と pH

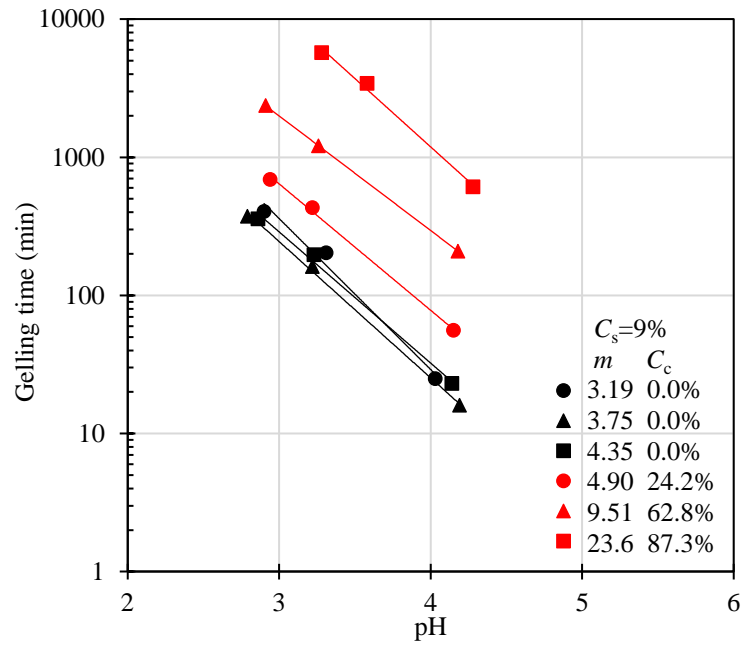


(a) $C_s = 9\%$

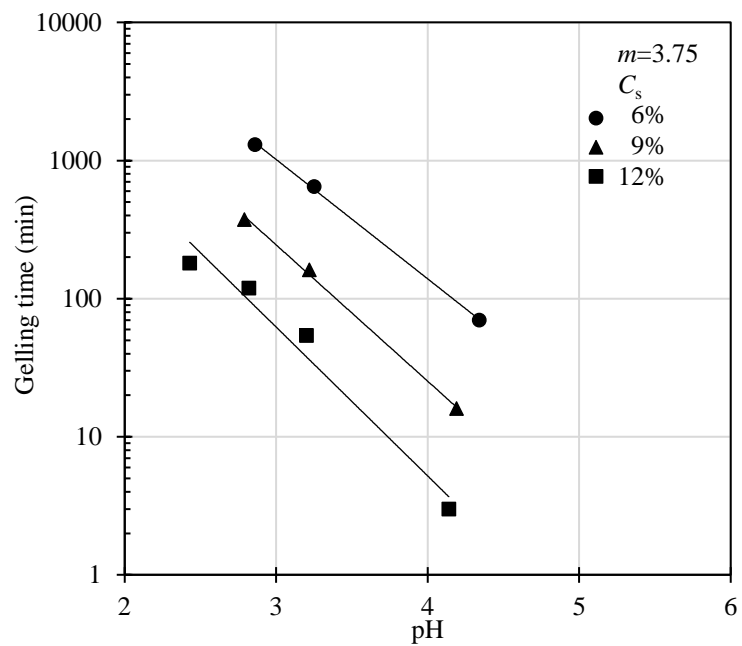


(b) 酸性系シリカグラウト ($m=3.75$)

図-2.7 中和率と pH



(a) $C_s = 9\%$



(b) 酸性系シリカグラウト ($m = 3.75$)

図-2.8 pHとゲルタイム

2.3 ヒドロゲルの体積変化

2.3.1 試験概要

既往の研究では、注入材の耐久性を評価する目的でヒドロゲルの体積変化が測定^{7)~11)}されているが、主剤の種類（モル比 m やコロイド含有率 C_c ）やシリカ濃度 C_s による違いが定量的に評価されていないのが現状である。また、体積変化の測定方法に関する明確な基準がなく、実施機関ごとによって異なっている。その結果、体積変化が改良効果や長期安定性に及ぼす影響について統一された見解がなされていない。

なお、耐久性を評価する指標の一つとして、ヒドロゲルからのシリカの再溶解量の測定^{7),11),12)}がなされ、化学的な耐久性の評価がなされているが、既往の研究^{7),11)}によると本論文で使用している非アルカリ系注入材のヒドロゲルからのシリカの再溶解量はわずかであることより、本論文では測定を行わないこととした。

本節では、「2.2 ゲルタイム測定」で実施したゲルタイムの測定結果より、ゲルタイムを 180 min に統一した条件にて注入材の m や C_c 、 C_s に着目して体積変化の測定を行った。なお、試験に先立ち様々な測定方法によりヒドロゲルの体積変化を測定し、測定方法が体積変化に及ぼす影響について検討を行った。

2.3.2 試験方法の検討

(1) 試験概要

表-2.5 に試験条件を示す。試験に用いた注入材の配合は、酸性系シリカグラウト AS でありシリカ濃度 C_s が 6 % ~ 12 % のものを使用した。測定容器にはガラス製とプラスチック製のメスフラスコを使用し、結果に及ぼす材質の違いについて比較検討を行い、さらにガラス製メスフラスコにおいては容器の大きさやヒドロゲルと養生水の体積比 ($V_w : V_{gel}$) の違いについて比較を行った。ここで養生水の初期体積 (V_w) が 150 mL で、ヒドロゲルの初期体積 (V_{gel}) が 50 mL の時、その体積比を $V_w : V_{gel} = 150 : 50$ と表す。次に、養生水の影響を排除する目的で、直径 ϕ が 5 cm、高さ h が 12 cm のアクリル円柱モールドに脱気した注入材を 200 mL 投入し、円柱状のヒドロゲルを作製して体積変化の測定を行った。

メスフラスコを用いた実験では、まず脱気した注入材を所定の体積となるように量り取り、メスフラスコに投入する。これがゲル化した後にメスフラスコの標線まで養生水を投入する。所定期間毎にこの養生水を全量入れ替える。この時、標線まで投入する養生水量を計測することによりヒドロゲルの体積を求めた。なお、養生水には東京理科器械社製イオン交換水製造装置 (SA-2100E) により採取したイオン交換水を用いる。また、円柱供試体においては、ゲル化後モールドから脱型し、所定期間ごとにノギスを用いて直径と高さを計測して体積を求めた。

なお、いずれの供試体も室温 ($25\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$) にて養生を行い、メスフラスコ法は常に水に浸漬された状態であり、円柱供試体は密閉容器にて湿潤状態を保つ状態とした。メスフラスコ法による体積変化率 ε_v の算出方法は式(2.5)、円柱法では式(2.6)による。この ε_v のプラス値はヒドロゲルの体積膨張を、マイナス値は体積収縮を表すものである。

$$\varepsilon_v = \frac{(V_f - V_{wx}) - V_{gel0}}{V_{gel0}} \times 100 \quad (2.5)$$

$$\varepsilon_v = \frac{\pi \times D_x^2 \times h_x / 4 - 200}{200} \times 100 \quad (2.6)$$

ここで、 ε_v は体積変化率（%）、 V_f はメスフラスコの容量（mL）、 V_{gel0} はヒドロゲルの初期体積（mL）、 V_{wx} は材令 x 日において投入した養生水の量（mL）、200 はヒドロゲルの円柱供試体初期体積（cm³）、 D_x は材令 x 日におけるヒドロゲルの直径（cm）、 h_x は材令 x 日におけるヒドロゲルの高さ（cm）である。

表-2.5 体積変化の測定条件

Case	Measuring method	Material	Capacity	V_{w0}	V_{gel0}	C_s
1	Flask	Glass	200 mL	50	150	10 %
2	Flask	Glass	200 mL	100	100	
3	Flask	Glass	200 mL	150	50	
4	Flask	Glass	50 mL	25	25	
5	Flask	Plastic	50 mL	25	25	
6	Flask	Glass	200 mL	100	100	6 %
7	Flask	Glass	200 mL	100	100	9 %
8	Flask	Glass	200 mL	100	100	12 %
9	Cylindrical gel	—	—	0	200	6 %
10	Cylindrical gel	—	—	0	200	9 %
11	Cylindrical gel	—	—	0	200	12 %

(2) 試験結果

ガラス製メスフラスコにおけるヒドロゲルの体積変化率 ε_v の経時変化を図-2.9 に示す(Case 1 ~ Case 4)。養生水とヒドロゲルの初期の体積比に着目すると、養生水とヒドロゲルの体積比が 100 : 100 の場合、体積変化率 ε_v が負側に最も大きくなる。すなわち体積の収縮が最も大きくなる傾向を示し、養生水に対しヒドロゲルの体積が多い、または少ない場合には体積の収縮が小さくなる傾向を示した。

このことについて目視によって確認したヒドロゲルの体積変化の状態を図-2.10 に示す。体積比が 100 : 100 の場合にはガラス製メスフラスコからのヒドロゲルの全面的な剥離が確認されたが、それ以外の体積比の場合には一部の剥離は見られるものの、ヒドロゲルの表面がわずかに沈下するに留まった。これより ε_v の違いは、ヒドロゲルと養生水の体積比によるのではなく、ガラス製メスフラスコの形状と注入材投入量に影響されるヒドロゲルの剥離性に起因するものと考えられる。なお、容器の大きさに着目すると、容器の大きさにかかわらず養生水とヒドロゲルの体積比率が同一の場合、同程度の ε_v となる傾向を示した。

図-2.11 に材質の異なるメスフラスコ(200 mL 容量)において体積比が 100 : 100 の場合の測定結果を示す(Case 4, Case 5)。材令初期においては、プラスチック製のものによる測定結果が大きくなる傾向を示す。

すが、最終的な ε_v は同程度となる傾向を示した。これは、ヒドロゲルの付着力が材質によって異なり、特に同質であるガラス (SiO_2) への付着力が強いため、初期においてはこの付着力が発揮され、剥離が抑えられたためと考えられる。しかし、剥離が生じた後は同程度の ε_v が生じる結果となった。

図-2.12 は円柱供試体と水封状態にて養生されたガラス製メスフラスコ (200 mL 容量, 体積比 100 : 100) による ε_v の測定結果である。メスフラスコによる測定結果は、シリカ濃度 C_s が高いほど体積の収縮が大きくなる傾向を示す。この傾向は、山崎ら⁹⁾の研究でも確認がされている。これは、ガラス製メスフラスコの場合、注入材と同質のシリカへの付着力が強く、特に C_s が高いもののほどその影響があると思われる。しかし、「2.4 ヒドロゲルの一軸圧縮試験」にて後述するが、 C_s が高い場合、ヒドロゲルの一軸圧縮強さが強くなるのに対し、破壊ひずみは小さくなる傾向を示す。つまり、 C_s が高い場合、ヒドロゲルがガラス容器に付着する力は強いものの、ヒドロゲルの展延性が低いために容易に容器から剥離、あるいはゲルのネットワークが切断することにより、体積の収縮が大きくなったものと考えられる。

一方、円柱供試体においては、 C_s が低いもののほど体積の収縮が大きくなり、メスフラスコによる試験結果とは逆の傾向を示した。これは、反応剤の添加によって不安定化されたシリカ粒子が分子間距離を縮め、シロキサン結合によるゲル化に至り、さらに安定化する一定の分子間距離まで反応するため、 C_s が低い条件では体積の収縮が大きくなったと考えられる。なお、剥離が生じた C_s が 12 %のものに関しては、長期材令において同程度の ε_v となった。

また、図-2.13 は図-2.12 における養生中のヒドロゲルの湿潤密度 ρ_{thg} の経時変化であるが、測定方法や C_s に依らず ρ_{thg} は経時的に低下する傾向を示した。これは、体積収縮に伴い、ゲル中に含まれる H_3PO_4 や Na_3PO_4 が水と共に離漿したためと考えられる。また、メスフラスコ法と比較して円柱供試体の ρ_{thg} の低下割合が小さくなった要因としては、メスフラスコでは水封された条件であるため、ゲル中の H_3PO_4 や Na_3PO_4 が養生水へ拡散されやすい条件であったことが挙げられる。なお、乾燥によりゲル中の水が蒸発した場合、 ρ_{thg} は増加するものと考えられるが、円柱供試体においてもメスフラスコで観察されたように ρ_{thg} の極端な増加は見られなかった。さらに、乾燥が生じている場合、養生に伴う体積変化の減少は頭打ちにならず、さらに進行するものと考えられる。よって、本試験条件においては、乾燥の影響はないと言える。

また、メスフラスコによる体積変化の初期に着目すると図-2.14 に示すように、いずれの C_s においても一度、膨張現象が生じたのちに、収縮に転じている。これは、ヒドロゲル中の H_3PO_4 や Na_3PO_4 のイオン濃度が高いため、ヒドロゲルと養生水のイオン濃度が平衡状態になろうとするためにヒドロゲルに浸透圧が加わり膨張したのと考えられる。

以上の結果より、ガラス製のメスフラスコによる体積変化の測定は、養生水とヒドロゲルの比率、注入材の C_s (付着力) などが測定結果に影響を及ぼす。また、プラスチック製のものは養生初期にゲル化したヒドロゲルがフラスコより剥離するため付着や養生水とヒドロゲルの比率の影響は少ないものの、初期の浸透圧による膨張現象が生じるため、体積変化の測定結果の解釈が難しくなる。一方、円柱供試体によるものは、養生水や材質の影響を受けないことより、ヒドロゲルそのものの性能を評価することができ、体積変化の測定には有効な方法と言える。よって、本論文においてヒドロゲルの体積変化の測定方法は円柱供試体によるものとする。

しかし、実施工においては地下水位以下で使用されるため、ゲル中の H_3PO_4 や Na_3PO_4 の拡散条件が異なることや浸透圧の影響を受け、体積変化の傾向が本試験結果と異なる可能性がある。よって、本論文で示す ε_v の値は、本試験条件の範囲において計測されるものであることに留意する必要がある。

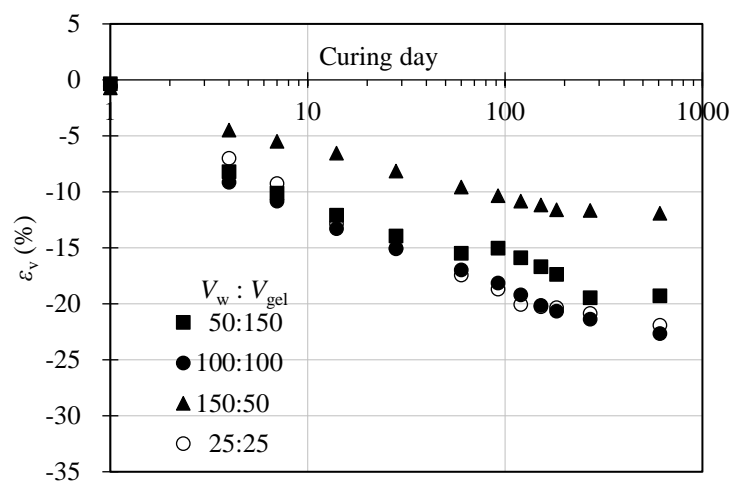


図-2.9 ガラス製メスフラスコによる体積変化率

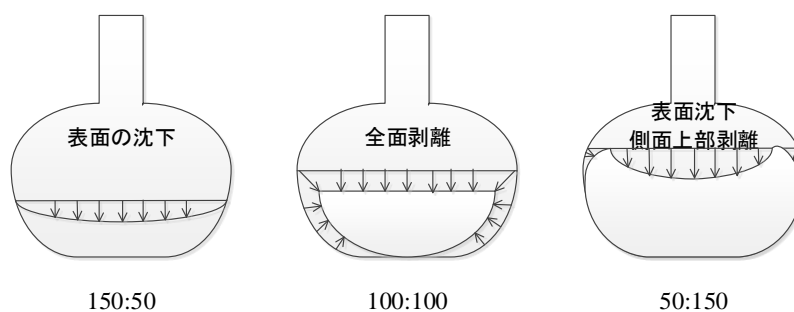


図-2.10 ガラス製メスフラスコにおけるヒドロゲルの体積変化の状況

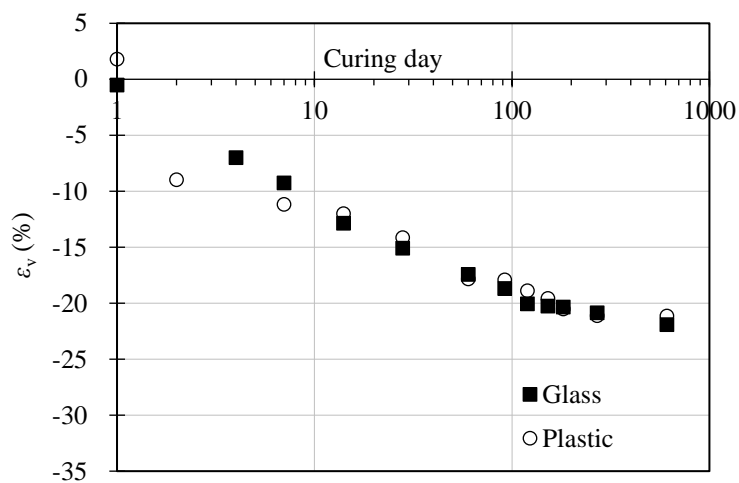


図-2.11 メスフラスコの素材が体積変化に及ぼす影響

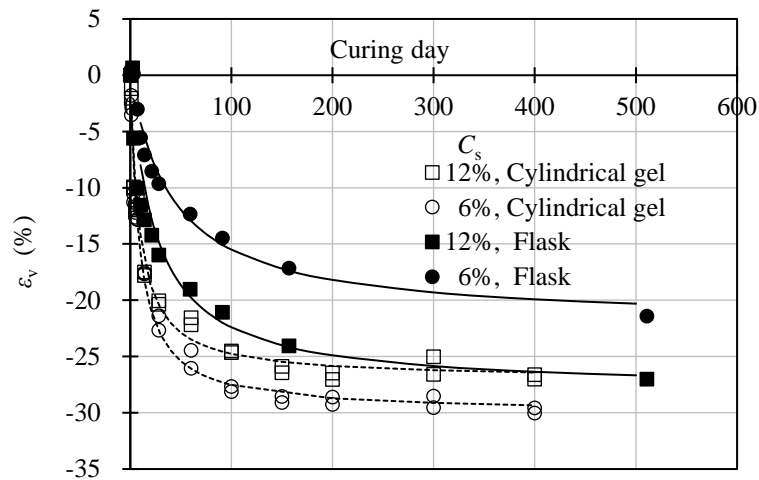


図-2.12 測定方法の違いが体積変化率に及ぼす影響

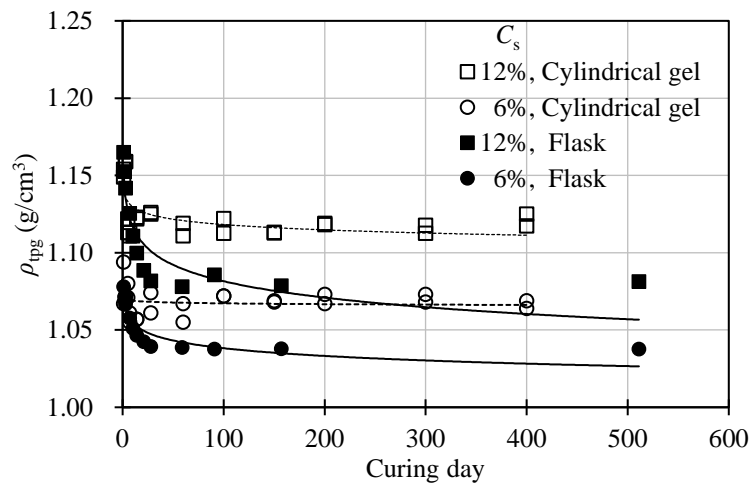


図-2.13 測定方法の違いが湿潤密度に及ぼす影響

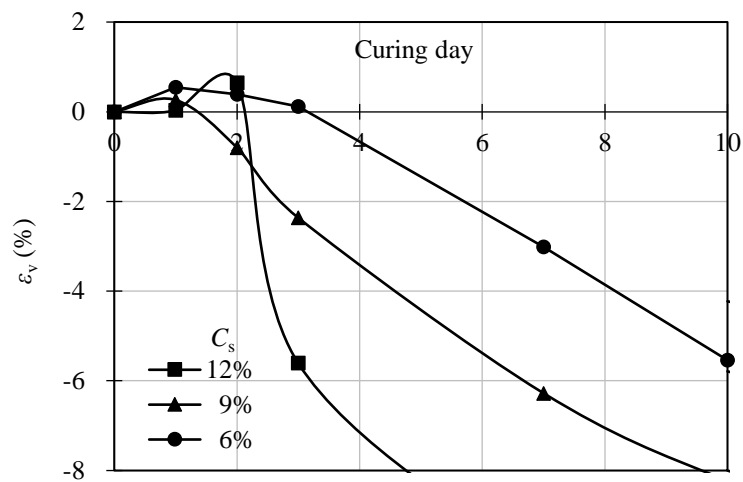


図-2.14 養生初期における体積膨張

2.3.3 ヒドロゲルの体積変化測定における配合条件

ヒドロゲルの体積変化測定における配合条件を表-2.6に示す。体積変化測定に用いた配合は、「2.2 ゲルタイム測定」にて得られたモル比 m とシリカ濃度 C_s およびコロイド含有率 C_c ごとの pH とゲルタイムの関係より、ゲルタイムが 180 min となる pH を求め、さらに pH と中和率 n' の関係より酸性反応剤の添加量を決定した。なお、一部で外挿している配合については再度確認を行っている。

体積変化の測定方法は、「2.3.2 試験方法の検討」にて述べているが、円柱供試体における体積変化測定は、ゲル化後モールドから脱型し、所定期間ごとにノギスを用いて直径と高さを計測して体積を求めるものである。なお、使用したノギス（Mitsutoyo 社製，CD-15APX）は測定範囲が 0 mm～200 mm のデジタル式ノギスであり、その最小目盛は 0.01 mm である。

以下に体積変化の測定方法を示す。

- 1) 注入材を作製し、1 時間脱気する。
- 2) メスシリンダーにて注入材を 200 mL (200 cm³) 量り取る。
- 3) 直径 ϕ が 5 cm の円柱アクリル容器に静かに投入する。
- 4) ゲル化後、所定期間において直径 D と高さ h をそれぞれ 3 ヶ所計測する。
- 5) 体積変化率 ε_v を式(2.6)より算出する。

なお、作製した供試体は密閉容器に濡れたウェスと一緒に入れ、湿度 90 %以上、室温 25 °C±3 °C にて静置し、所定期間養生を行う。

表-2.6 体積変化測定に用いた注入材の配合

Type	Molar ratio m	Colloid concentration C_c	Silica concentration C_s	Neutralization n'	Remark
AS	3.75	0.00 %	6.0 %	1.02	PR Silica
			9.0 %	1.05	
			12.0 %	1.20	
AS	4.35	0.00 %	12.0 %	1.21	AP Silica
HS	4.90	24.2 %	12.0 %	1.06	PR Silica & Hi Silica
HS	9.51	62.8 %	9.0 %	0.99	
			12.0 %	1.01	
			15.0 %	1.02	
CS	103	100 %	29.0 %	0.80	Hi Silica

2.3.4 試験結果

酸性系シリカグラウト AS (3.75mol)、活性複合シリカ系グラウト HS (9.51mol) と活性シリカコロイド系グラウト CS (103mol) の体積変化率 ε_v を図-2.15 に示す。 ε_v はいずれの配合においても、シリカ濃度 C_s が低いものほど大きくなる傾向を示した。このことより、体積変化に関しては主剤の種類に依らず、 C_s が低いものほど収縮量が大きくなる傾向にあると言える。また、CS は AS や HS に比べて C_s が高

いことや、コロイド状のシリカであるため、比表面積が小さく、シロキサン結合を起こす OH 基が少ないため、 ε_v が -5 % 程度と低くなる結果となった。

米倉・島田の研究¹³⁾では、ガラス製メスフラスコに水封した条件下で体積変化の測定を行った結果、CS の ε_v は +1 % 程度の膨張に留まり、 ε_v はあまり生じないものと判断されている。これが本試験結果と異なる要因としては、この研究ではメスフラスコ法により体積変化の測定が行われたことが挙げられる。即ち、メスフラスコを用いた条件では、注入材のゲル中のイオン濃度が養生水より高い場合、浸透圧によってゲルが膨張する傾向にある。特に ε_v の少ない CS では、水中にて養生された場合、重縮合反応による体積収縮量と比較して浸透圧による体積膨張量の方が大きくなったため、本試験とは異なる結果になったと思われる。

図-2.16 に C_s が 9 %, 12 % においてモル比 m が異なる AS とコロイド含有率 C_c が異なる HS の測定結果を示す。AS において C_s が同一の場合、水ガラスの m にかかわらず、 ε_v は同程度となる傾向を示した。一方、HS は AS と比較して ε_v は小さく、さらに C_c が高いほど ε_v が減少する傾向を示した。これは、図-2.15(c)で確認されたように CS はシロキサン結合が生じる OH⁻ が少ないことに起因し、活性シリカコロイドを含有させることにより、 ε_v を低減できる効果があると言える。このような傾向については、大西らの研究¹¹⁾でも指摘がされている。

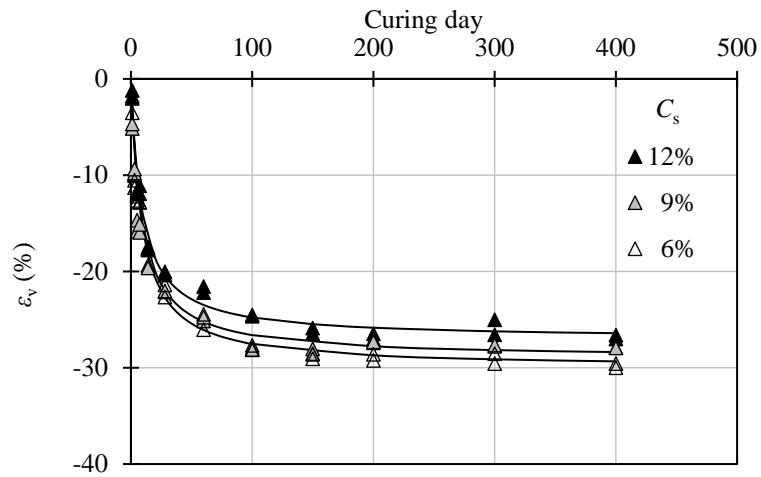
図-2.17 は、各ケースにおける最終体積変化率 ε_{vmax} と C_s の関係である。なお、 ε_{vmax} は式(2.7)の双曲線モデルを用い、 ε_v の経時変化にフィッティングすることにより求めた。

$$\varepsilon_{vx} = \frac{\varepsilon_{vmax}}{1 + a/x} \quad (2.7)$$

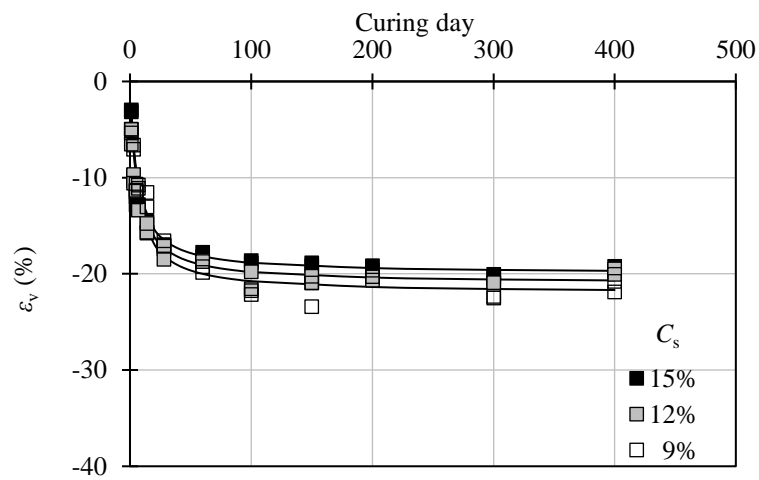
ここで、 ε_{vx} は材令 x 日の体積変化率 (%), a は実験定数, x は材令 (日), ε_{vmax} は最終体積変化率 (%) である。

同図より、AS はいずれの C_s においても m に関わらず、 C_s が同一であれば最終体積変化率は同程度となり、さらに C_s が高いほど体積変化量が減少する傾向にある。また、CS や活性シリカコロイドを含有する HS は、AS と同様に C_s の増加によって ε_v が減少する傾向を示すが、 C_c が高いものほど同一の C_s における ε_v は低くなる傾向を示す。

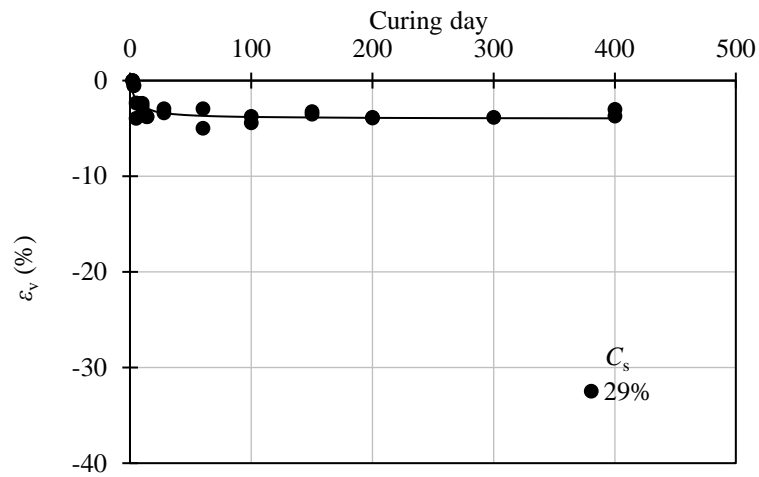
このように非アルカリ系注入材 (AS, HS, CS) の特徴として、主剤の種類 (m や C_c) や C_s によって程度が異なるが、ヒドロゲルの体積が収縮することが明らかとなった。しかし、実際の地盤において注入された注入材は、間隙においてゲル化に伴い収縮しようとするものの、一方で周辺にある砂粒子のシリカ質に付着して体積変化が抑止されるものと考えられる。



(a) AS (3.75mol)



(b) HS (9.51mol)



(c) CS (103mol)

図-2.15 体積変化率の経時変化

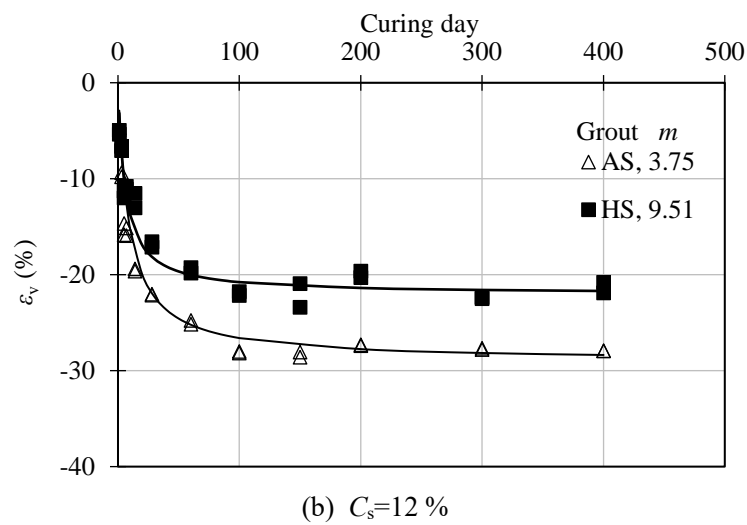
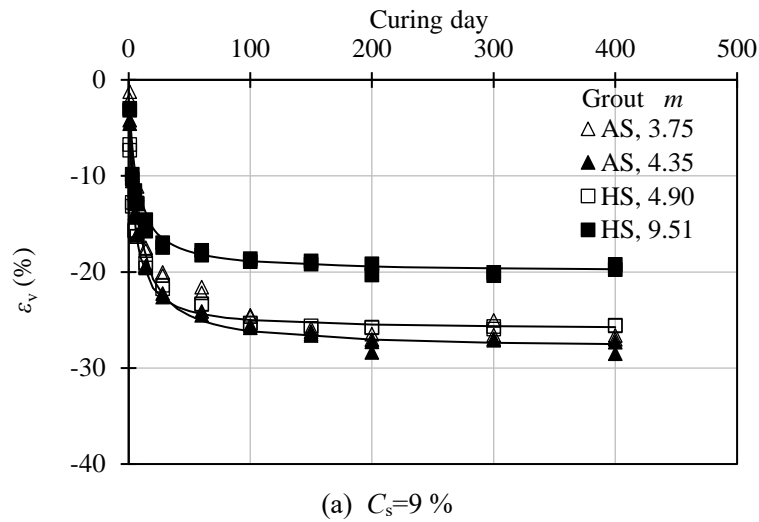


図-2.16 主剤の種類が体積変化に及ぼす影響

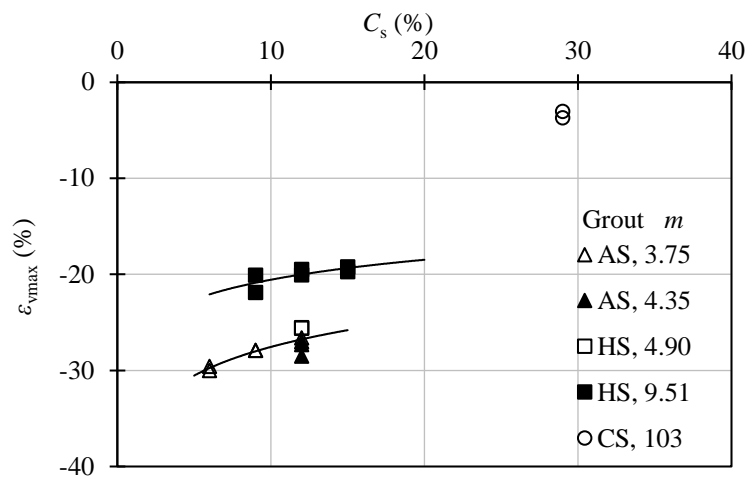


図-2.17 シリカ濃度と最終体積変化量の関係

2.4 ヒドロゲルの一軸圧縮試験

2.4.1 試験概要

本節では、ヒドロゲルの主剤（モル比 m ，コロイド含有率 C_c ）やシリカ濃度 C_s が力学特性に及ぼす影響を把握する目的で一軸圧縮試験を実施した。試験に用いた配合は、「2.3.3 ヒドロゲルの体積変化測定における配合条件」に記載の円柱供試体であり，所定材令ごとに試験を実施した。準拠した基準は日本工業規格「土の一軸圧縮試験方法」（JIS A 1216）であり，ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は 1 %/min である。

2.4.2 一軸圧縮試験装置

試験に用いた装置を写真-2.5 に示す。圧縮試験機は電動式載荷装置（丸東製作所社製，SH-64）であり，装置下部に設置されているモーターにより台座が上下動する。変位はひずみゲージ式変位計（東京測器研究所社製，CPD-25）であり，容量が 25 mm のものを使用する。荷重はひずみゲージ式ロードセル（TEDEA-HUNTLEIGH ELECTRONICS 社製，Model No.615）であり，容量が 1.96 kN のものを使用する。計測はデータロガー（濱田電機社製，HMD1616S）を用い，試験における载荷，停止や PC へのデータ送信などは，データロガーの専用ソフトによって自動制御される。

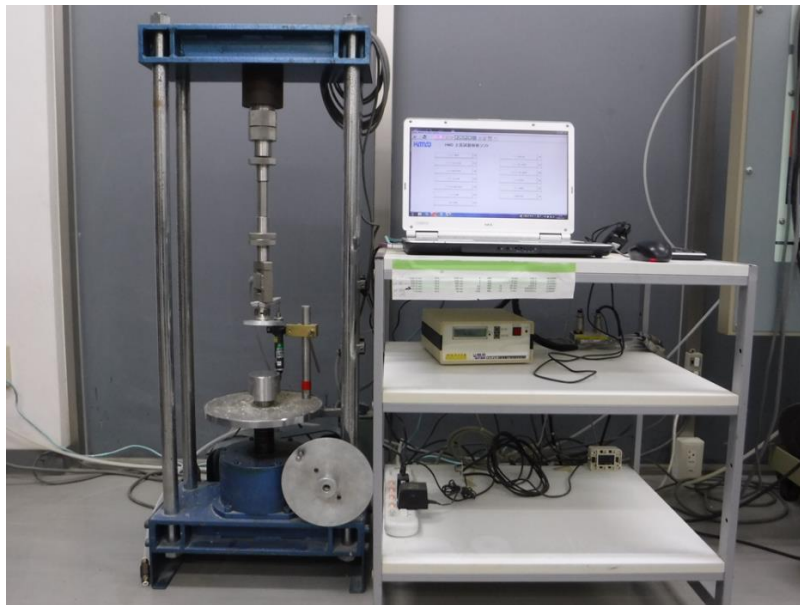


写真-2.5 一軸圧縮試験装置（丸東製作所社製，SH-64）

2.4.3 試験条件および結果

(1) 試験条件

表-2.7 に試験条件を示す。

表-2.7 一軸圧縮試験に用いた注入材の配合

Type	Molar ratio m	Colloid concentration C_c	Silica concentration C_s	Curing day	Remark
AS	3.75	0.00 %	6.0 %	1 ~ 400	PR Silica
			9.0 %	1 ~ 400	
			12.0 %	1 ~ 400	
AS	4.35	0.00 %	12.0 %	1 ~ 400	AP Silica
HS	4.90	24.2 %	12.0 %	1 ~ 400	PR Silica & Hi Silica
HS	9.51	62.8 %	9.0 %	1 ~ 400	
			12.0 %	1 ~ 400	
			15.0 %	1 ~ 400	
CS	103	100 %	29.0 %	1 ~ 400	Hi Silica

(2) 試験結果

図-2.18 に酸性系シリカグラウト AS ($m=3.75$)、材令 28 日の一軸圧縮試験における軸ひずみ ε_a と圧縮応力 q の関係を示す。ヒドロゲルの q - ε_a 曲線は、 ε_a の増加に伴い q が線形的に増加する挙動を示し、ピーク強度に達すると脆性的に破壊する傾向を示した。また、シリカ濃度 C_s に着目すると C_s が低いものほど破壊ひずみ ε_f は大きくヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} は低くなる傾向を示す。

各 C_s における q_{uhg} の経時変化を図-2.19 ~ 図-2.23 に示す。いずれの条件においても経時的に極端な強度低下がなかったことや、本試験に用いた注入材はいずれも劣化要因となるアルカリを中和、あるいは予め除去したものであることより、 C_s や主剤のモル比 m 、コロイド含有率 C_c に関わらず、材令 400 日までに強度低下はなく、最終的には一定の値となるものと判断した。また、同一材令における q_{uhg} を比較すると、 C_s に関わらず、 C_c が大きくなるほどヒドロゲルの q_{uhg} は小さくなる傾向を示し、AS では m の違いによる q_{uhg} の差は見られない。

なお、試験結果にバラツキがみられる傾向にあるが、これは写真-2.6 に示すように、いずれのヒドロゲルも破壊形状が縦割れになることに起因すると思われる。またこのように縦方向に破壊していることより、引張破壊が生じており、正確に一軸圧縮強さを測定できていない可能性が伺える。

図-2.24 に q_{uhg} とヒドロゲルの割線弾性係数 E_{50hg} の関係を示す。 q_{uhg} と E_{50hg} の関係は C_s や m 、 C_c に関わらず式(2.8)の関係にある。

$$E_{50hg} = 5.87 \times q_{uhg}^{1.42} \quad (2.8)$$

ここで、 E_{50hg} はヒドロゲルの割線弾性係数 (kN/m²)、 q_{uhg} はヒドロゲルの一軸圧縮強さ (kN/m²) であ

る。

図-2.25 に C_s と材令 400 日におけるヒドロゲルの q_{uhg} の関係を示す。いずれの主剤においても、 q_{uhg} は C_s の増加に伴い高くなる傾向を示す。なお、AS においては水ガラスの m に依らず、 q_{uhg} は C_s に依存する傾向を示す。一方、活性複合シリカ系グラウト HS では同一の C_s における q_{uhg} は AS と比較して低く、 C_c が高くなるほど、強度の発現割合が低くなる傾向にある。これは、シリカがコロイド状となっている部分があり、すでに安定化した部分が存在するため、同一の C_s でも強度の発現割合が低いと考えられる。

図-2.26 にヒドロゲルの破壊ひずみ ε_f と q_{uhg} の関係を示す。 ε_f は q_{uhg} の増加に伴い小さくなる傾向を示し、この傾向は注入材の m 、 C_c や C_s に依らず、式(2.9)の関係にある。

$$q_{uhg} = 461 \times \varepsilon_f^{-1.83} \quad (2.9)$$

ここで、 q_{uhg} はヒドロゲルの一軸圧縮強さ (kN/m²)、 ε_f はヒドロゲルゲルの破壊ひずみ (%) である。

以上の結果より、ヒドロゲルの一軸圧縮強さはヒドロゲルの体積変化と同様に、注入材の m や C_c 、 C_s の影響を受けると言える。

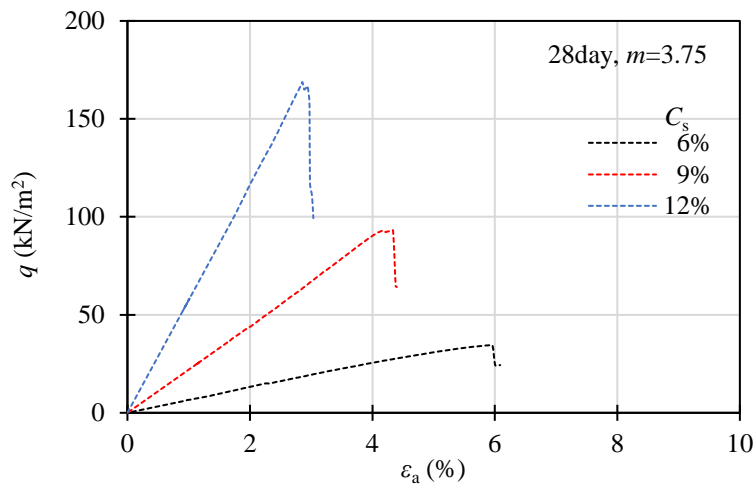


図-2.18 軸ひずみと圧縮応力

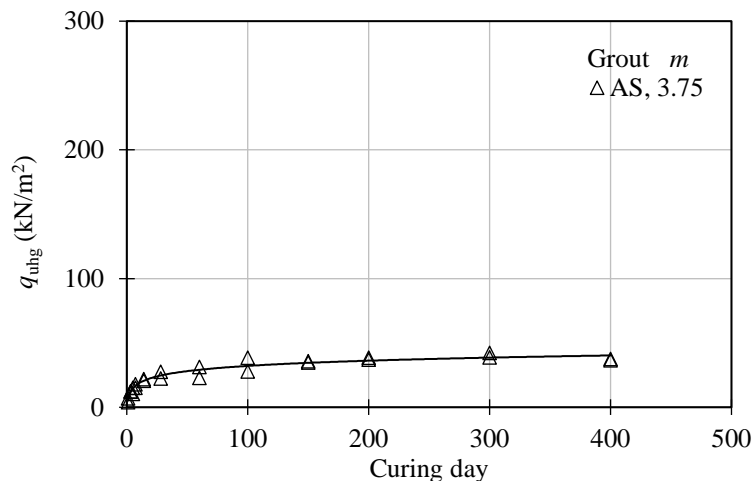


図-2.19 $C_s=6\%$ のヒドロゲルの一軸圧縮強さの経時変化

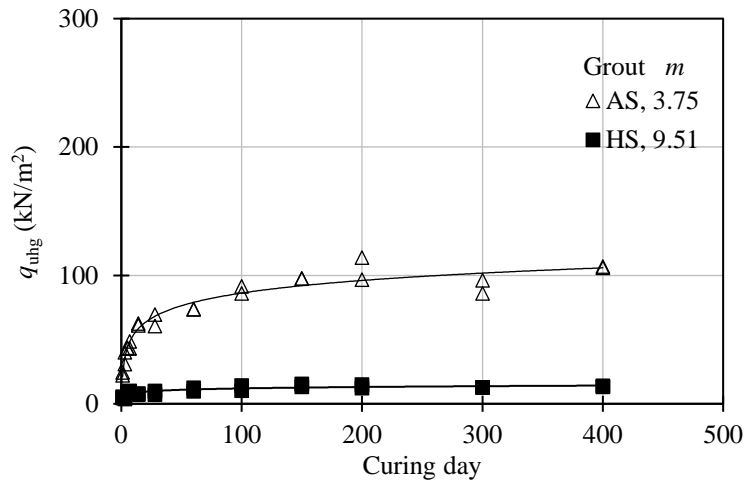


図-2.20 $C_s=9\%$ のヒドロゲルの一軸圧縮強さの経時変化

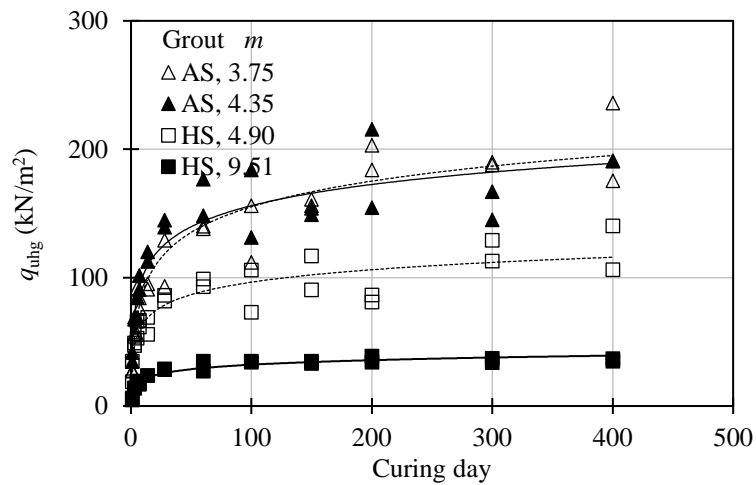


図-2.21 $C_s=12\%$ のヒドロゲルの一軸圧縮強さの経時変化

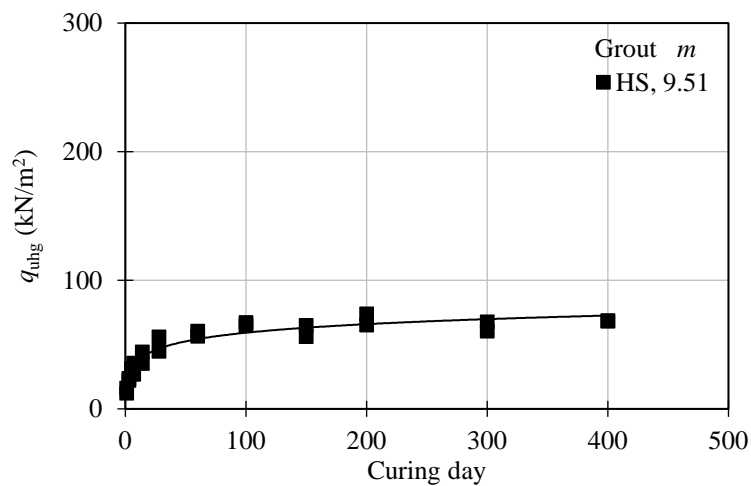


図-2.22 $C_s=15\%$ のヒドロゲルの一軸圧縮強さの経時変化

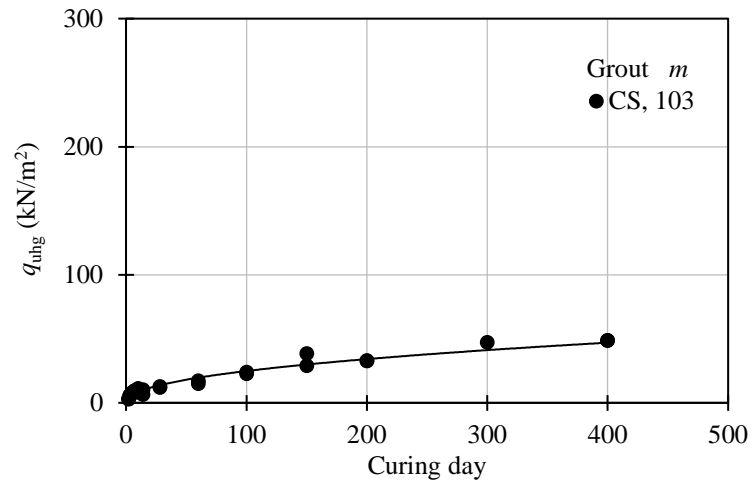
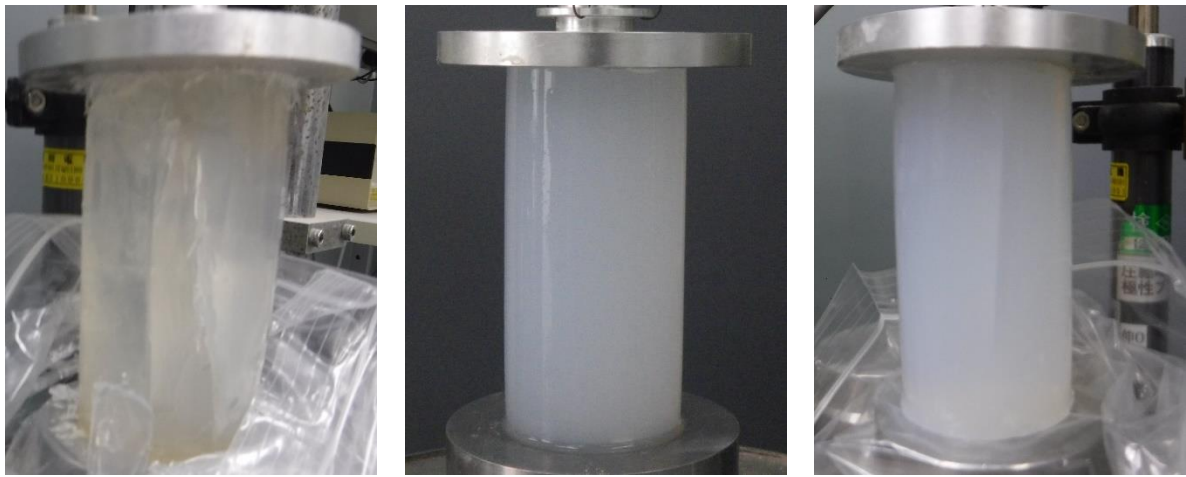


図-2.23 $C_s=29\%$ のヒドロゲルの一軸圧縮強さの経時変化



(a) $m=3.75$, $C_s=12\%$ (b) $m=3.75$, $C_s=6\%$ (c) $m=103$, $C_s=29\%$

写真-2.6 ヒドロゲルの一軸圧縮試験における破壊状況

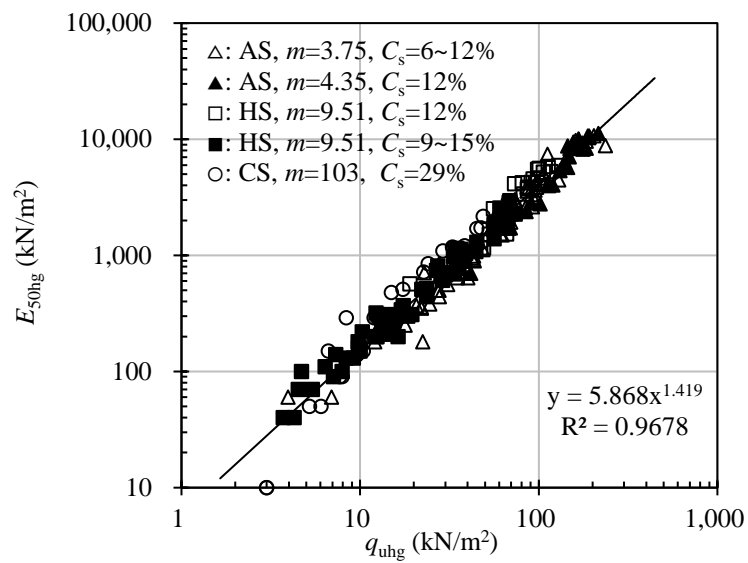


図-2.24 ヒドロゲルの一軸圧縮強さと変形係数

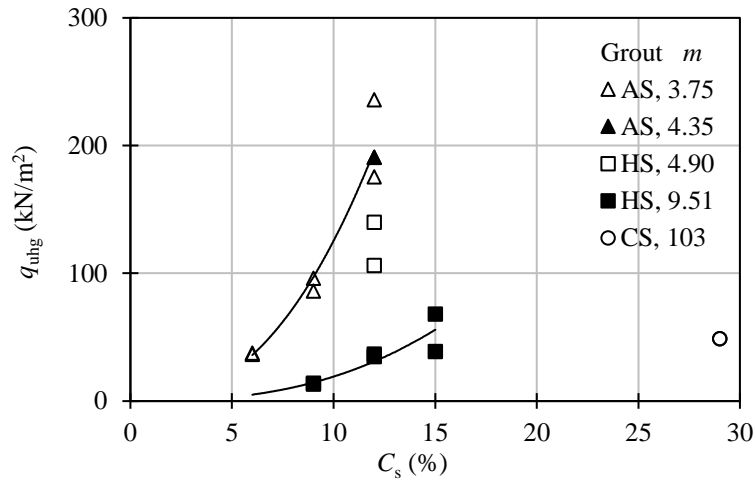


図-2.25 材令 400 日におけるヒドロゲルのシリカ濃度と一軸圧縮強さの関係

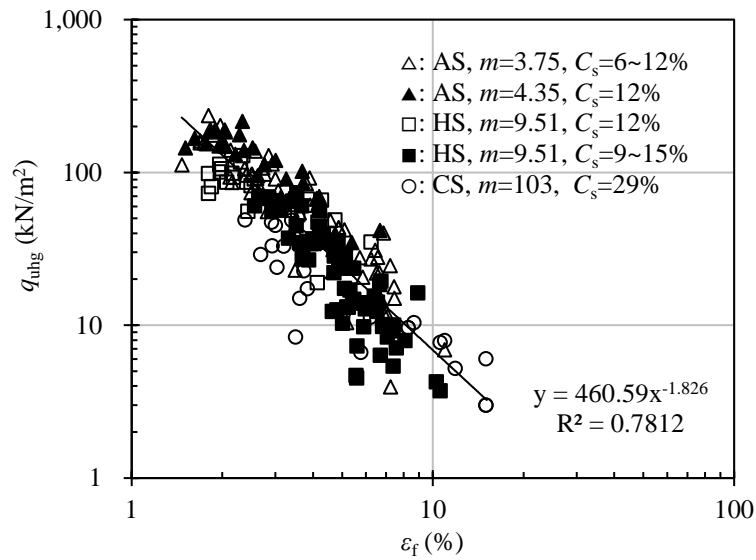


図-2.26 ヒドロゲルの破壊ひずみと一軸圧縮強さ

2.5 ヒドロゲルの三軸圧縮試験

2.5.1 試験概要

本節では、ヒドロゲルの拘束圧下での力学特性を把握する目的で三軸圧縮試験を実施した。準拠した基準は地盤工学会基準「土の非圧密非排水三軸圧縮試験方法（UU 試験）」（JGS 0520）であり、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は 1 %/min である。

2.5.2 三軸圧縮試験装置

試験に用いた三軸圧縮試験装置を写真-2.7 に示す。载荷装置は中圧中容量三軸試験装置（誠研舎社製，DTC-393）であり，装置下部に設置されているモーターにより台座が上下動する。なお，ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は 2.0 mm/min ~ 0.002 mm/min の無段階変速式である。三軸圧力室の耐横圧は 2.94 MPa，耐垂直荷重は 49 kN，適用試料の寸法は直径 ϕ が 50 mm，高さ h が 100 mm である。

変位の測定はひずみゲージ式変位計（東京測器研究所社製，CPD-25）であり，容量が 25 mm のものを使用する。荷重の測定は三軸圧力室外部に取り付けたひずみゲージ式ロードセル（Minebea Mitsumi 社製，CMM-500k）であり，容量が 4.90 kN のものを使用する。計測はデータロガー（濱田電機社製，HMD1616S）を用い，試験における载荷，停止や PC へのデータ送信などは，データロガーの専用ソフトによって自動制御される。ゴムスリーブは厚さ t が 0.2 mm，ヤング率が 1,500 kN/m² のものを使用する。



写真-2.7 三軸圧縮試験機（誠研舎社製，DTC-393）

2.5.3 試験条件および結果

(1) 試験条件

ヒドロゲルの UU 試験に用いた配合は表-2.8 に示すものである。なお、試験時のセル圧 σ_r は 50 kN/m², 100 kN/m², 200 kN/m² とした。

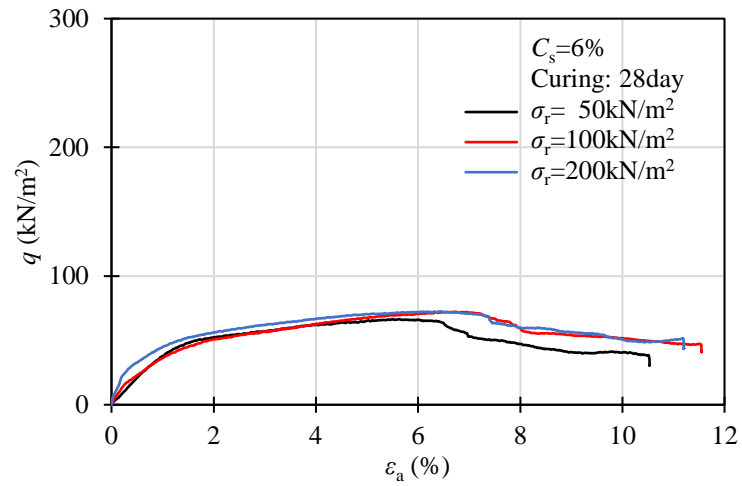
表-2.8 UU 試験に用いた配合

Type	Molar ratio m	Colloid concentration C_c	Silica concentration C_s	Neutralization n'	Curing day
AS	3.75	0.00 %	6.0 %	1.02	14, 28
			9.0 %	1.05	14, 28, 300
			12.0 %	1.20	3, 14, 28, 300

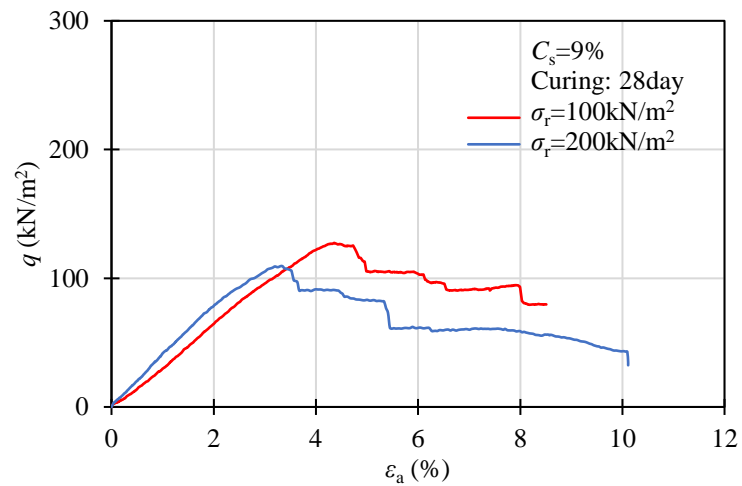
(2) 試験結果

図-2.27 は材令 28 日におけるヒドロゲルの UU 試験による軸差応力 q -軸ひずみ ε_a 曲線である。UU 試験における q - ε_a 曲線は、セル圧 σ_r に関わらずほぼ同一線上にプロットされる傾向にある。その結果、図-2.28 に示す様に、内部摩擦角 ϕ を 0° とした Mohr-Coulomb の破壊規準を求めることができる。

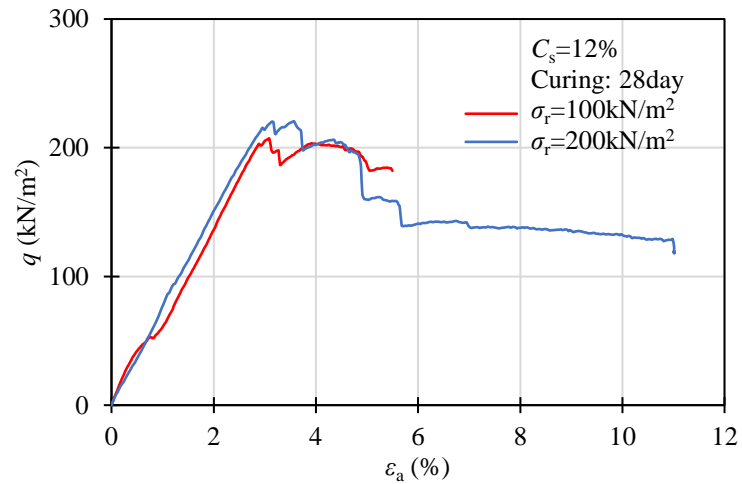
また、一軸圧縮試験では図-2.18 に示したように、ヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} となる破壊ひずみ ε_f より大きな ε_a を与えると、脆性的な破壊挙動を示すのに対し、UU 試験においては残留強度を示す傾向にある。これは、一軸圧縮試験では写真-2.6 に示したように、側方からの拘束がないために縦方向にクラックが生じていることより、引張の状態にて破壊したと思われる。一方、UU 試験では写真-2.8 に示す様に、ヒドロゲルには水平面に対して約 45° のすべり面が生じていることより、せん断応力によって破壊しているものと思われる。



(a) $C_s=6\%$, 材令 28 日

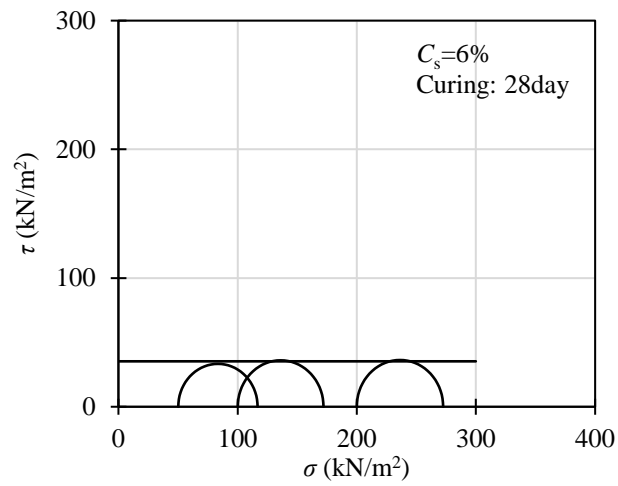


(b) $C_s=9\%$, 材令 28 日

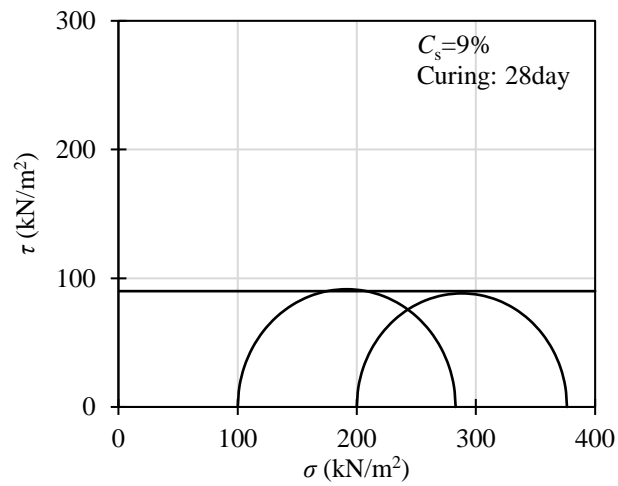


(c) $C_s=12\%$, 材令 28 日

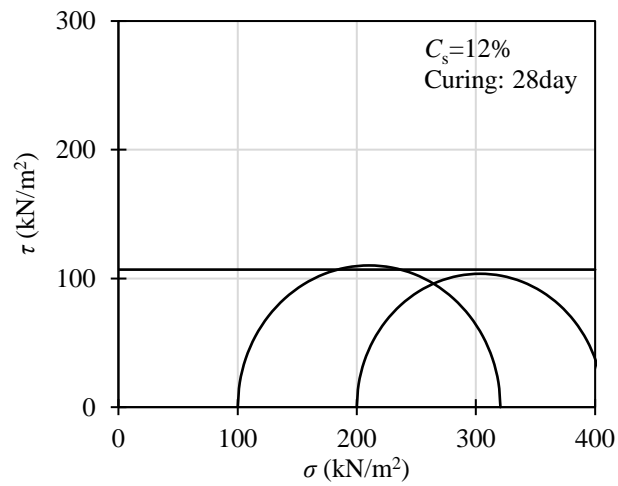
図-2.27 ヒドロゲルの UU 試験における応力-ひずみ曲線



(a) $C_s=6\%$, 材令 28 日



(b) $C_s=9\%$, 材令 28 日



(c) $C_s=12\%$, 材令 28 日

図-2.28 ヒドロゲルの Mohr の応力円



写真-2.8 ヒドロゲルの UU 試験における破壊形状

2.6 ヒドロゲルの割裂引張試験

2.6.1 試験概要

ヒドロゲルの引張強さを求める目的で、割裂引張試験を実施した。試験に用いた装置は「2.4.2 一軸圧縮試験装置」と同じものであり、供試体寸法などは地盤工学会基準「圧裂による岩石の引張り強さ試験方法」(JGS 2551) に準拠しているが、载荷に関しては変位制御であり、試験中のヒドロゲルの乾燥を防ぐ目的で基準より早い 1 mm/min で行っている。

2.6.2 試験条件および結果

(1) 試験条件

表-2.9 に割裂引張試験に用いたヒドロゲルの試験条件を示す。なお、供試体の作製方法は、脱気した注入材を直径 ϕ が 50 mm のアクリル円柱に 100 mL 投入し、ゲル化したものを用いた。なおこの時の初期寸法は ϕ が 50 mm、高さ h が 51 mm 程度となる。

表-2.9 割裂引張試験に用いた配合

Type	Molar ratio m	Colloid concentration C_c	Silica concentration C_s	Neutralization n'	Curing day
AS	3.75	0.00 %	6.0 %	1.02	1 ~ 300
			9.0 %	1.05	
			12.0 %	1.20	

(2) 試験結果

図-2.29 に材令 28 日における割裂引張試験の軸変位 δ_a と引張応力 f の関係を示す。応力変位曲線は、一軸圧縮試験における応力ひずみ関係と同様に線形的な挙動を示したのち、脆性的に破壊する。また、シリカ濃度 C_s が低いものほど δ_a は大きく、割裂引張強さ σ_{thg} は低くなる傾向を示した。なお、写真-2.9 はヒドロゲルの割裂引張試験における破壊形状である。供試体には上下の載荷板間を貫通する亀裂が生じている。

図-2.30 に材令と σ_{thg} の関係を示す。いずれの C_s においても σ_{thg} は材令 28 日まで大きく増加する傾向を示し、その後は緩やかに一定値に収束する傾向を示す。これらの傾向は、図-2.19 ~ 図-2.21 に示したヒドロゲルの一軸圧縮強さの経時変化と同様である。

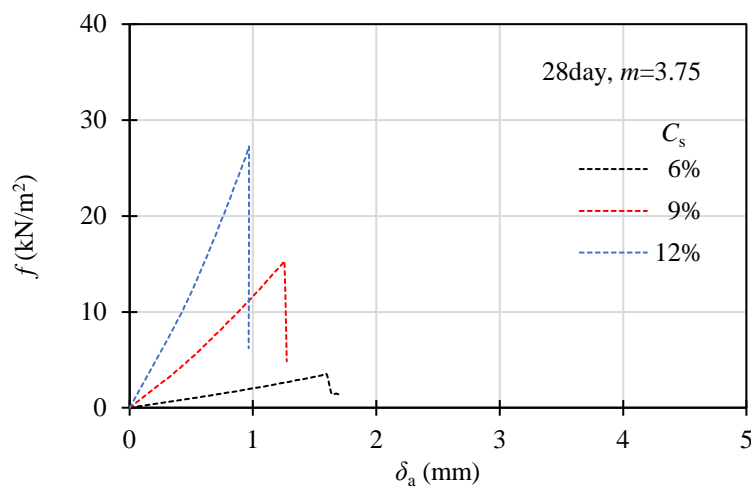


図-2.29 ヒドロゲルの割裂引張試験における軸変位と引張応力

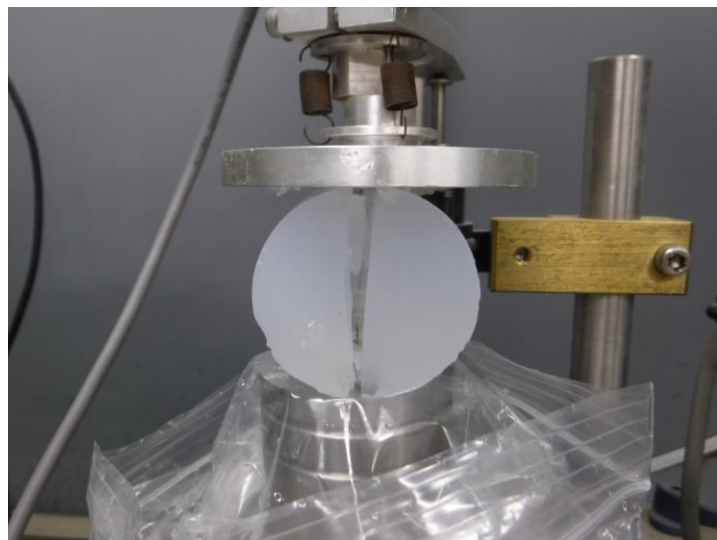


写真-2.9 ヒドロゲルの割裂引張試験における破壊形状

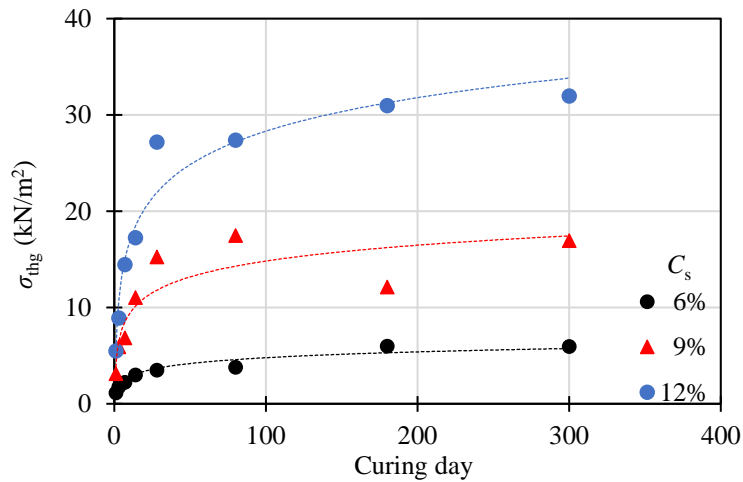


図-2.30 材令と割裂引張強さ

2.7 ヒドロゲルの力学特性について

図-2.31 にヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} と割裂引張強さ σ_{thg} の関係を示す。 q_{uhg} はシリカ濃度 C_s や材令に関わらず σ_{thg} の 7 倍程度の値となっている。 Griffith 理論と Mohr の応力円包絡線説より導き出される圧縮強さ q_u と引張強さ σ_t の関係は、図-2.32 に示す様に σ_t の 8 倍が q_u となることより、本試験結果についても概ね対応した結果となっている。

なお、森川の研究¹⁴⁾では、3 種類の C_s におけるアルカリ性有機系シリカグラウトのヒドロゲルに対し、一軸圧縮試験と割裂引張試験を実施した結果、低い C_s では延性的な挙動を示し、 σ_t の 2.13 倍が q_u となり、高い C_s では本試験結果と同様に脆性的な挙動を示し、 σ_t の 12.16 倍が q_u となっている。このように、本試験結果と傾向が異なる要因としては、「1.2.1 注入材のゲル化メカニズムと構造」で述べたように、ヒドロゲルの構造が異なることによるものと思われる。

図-2.33 は q_{uhg} から求めた非排水せん断強度 c_u と、UU 試験の最大軸差応力 q_{max} ($(\sigma_1 - \sigma_3)_{max}$) から求めた c_u の関係である。 q_{uhg} から求めた c_u は、 C_s や材令に関わらず UU 試験の q_{max} から求めた c_u より低い値を示し、累乗で近似することができる。この様な結果となった要因としては、試験後のヒドロゲルの観察結果より、一軸圧縮試験では引張応力にて、UU 試験ではせん断応力によって破壊したと想定されるため、破壊モードが異なることがその一因と考えられる。

図-2.34 は各力学試験の Mohr の応力円と破壊規準線の関係である。一軸圧縮試験と割裂引張試験の結果は、Griffith 理論に概ね一致する傾向にある。一方、一軸圧縮試験と UU 試験の結果は Griffith や Coulomb の破壊規準によらない傾向にある。この要因としては、一軸圧縮試験と UU 試験におけるヒドロゲルの破壊モードが異なるためであり、 q_{uhg} の大きさによって異なると思われるが、セル圧 σ_r が 50 kN/m² 前後で引張破壊からせん断破壊となるものと思われる。

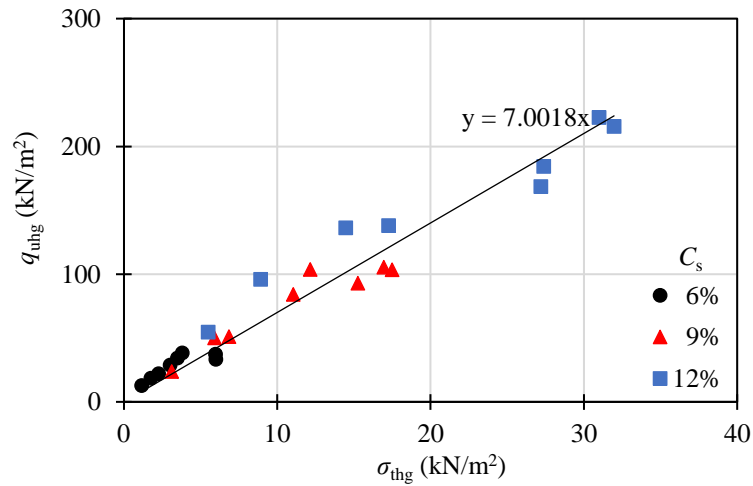


図-2.31 ヒドロゲルの一軸圧縮強さと割裂引張強さの関係

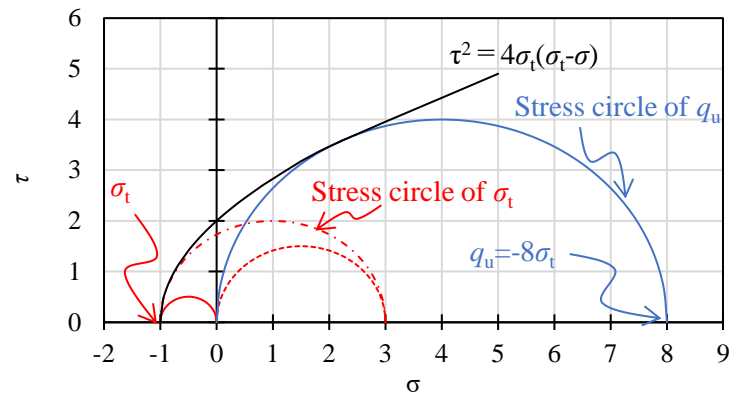


図-2.32 Griffith 理論と Mohr の応力円包絡線説の関係

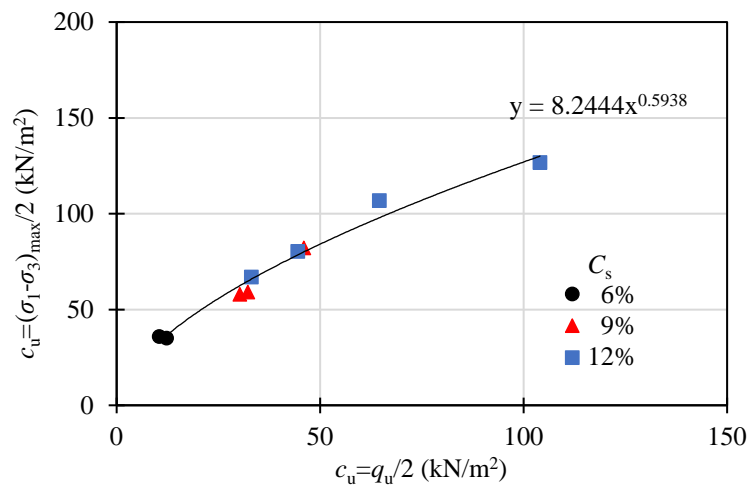
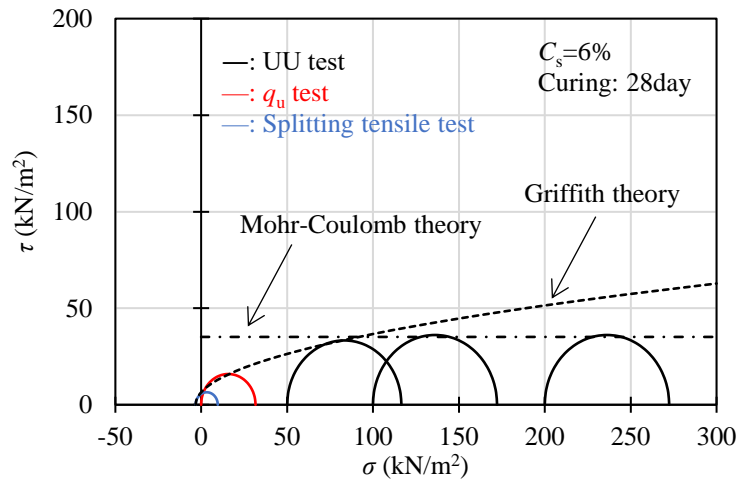
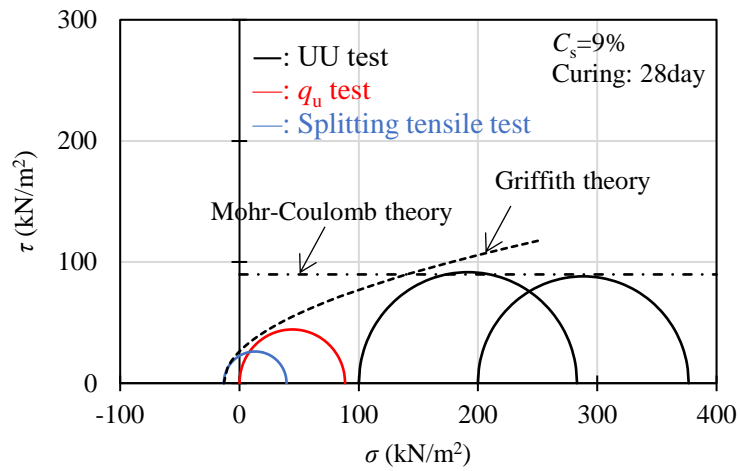


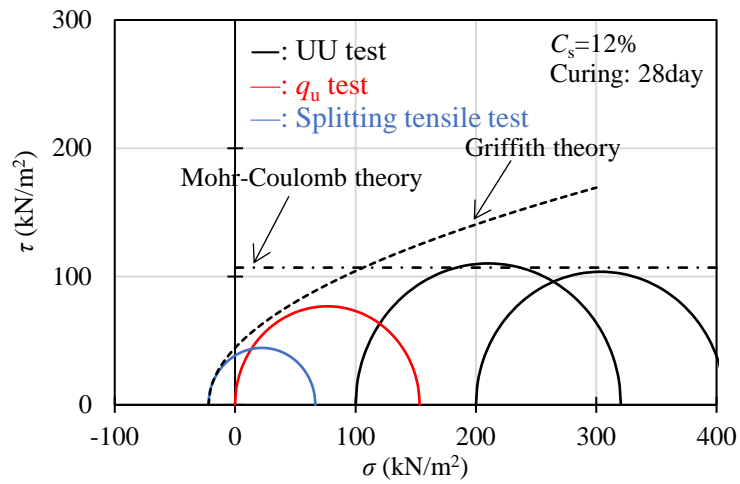
図-2.33 一軸圧縮試験と UU 試験から求めた非排水せん断強度の関係



(a) $C_s=6\%$, 材令 28 日



(b) $C_s=9\%$, 材令 28 日



(c) $C_s=12\%$, 材令 28 日

図-2.34 各力学試験の関係

2.8 ヒドロゲルの諸特性に関するまとめ

第2章では、注入材単体が固化したヒドロゲルの物性を把握する目的で、体積変化の測定と一軸圧縮試験を実施した。なお、ヒドロゲルの作製にあたっては、同一のゲル化時間となるように配合試験を実施し、体積変化の測定にあたっては測定方法が体積変化量に及ぼす影響について検討を行った。

その結果、以下の知見を得ることができた。

- (1) 同一のシリカ濃度およびpHにおけるゲルタイムは、酸性系シリカグラウトは主剤のモル比に依らず同程度となることを確認した。一方、活性複合シリカ系グラウトではモル比（コロイド含有率）が高いほど長くなる。
- (2) 円柱供試体により体積変化率を測定した結果、メスフラスコ法とは異なり、酸性系シリカグラウトの体積変化は、同一のシリカ濃度の場合、モル比の影響を受けず、シリカ濃度が高いほど収縮量は小さくなる。
- (3) 活性複合シリカ系グラウトは、酸性系シリカグラウトと同様にシリカ濃度が高いほど体積変化は小さくなり、コロイド含有率が高いほど収縮量は小さくなる傾向を示す。
- (4) 本試験に用いた注入材は、劣化要因を中和またはあらかじめ除去されたものであり、主剤のモル比やコロイド含有率、注入材の濃度に関わらず、材令400日までの養生期間中ではヒドロゲルの一軸圧縮強さの低下は見られなかった。
- (5) 非アルカリ系注入材のヒドロゲルの一軸圧縮強さと割線弾性係数は、モル比やシリカ濃度、コロイド含有率に関わらず、相関関係がある。
- (6) 非アルカリ系注入材のヒドロゲルの一軸圧縮強さは、酸性系シリカグラウトの場合、モル比に関わらずシリカ濃度に比例し、活性複合シリカ系グラウトでは、コロイド含有率が高いほど同一のシリカ濃度における一軸圧縮強さは低くなる傾向を示す。
- (7) 非アルカリ系注入材のヒドロゲルの破壊ひずみは注入材のタイプや濃度に依らず、一軸圧縮強さが大きいものほど小さくなる傾向にある。
- (8) UU試験における非アルカリ系注入材のヒドロゲルの最大軸差応力はセル圧に関わらず一定となる。
- (9) 非アルカリ系注入材のヒドロゲルの割裂引張強さは、一軸圧縮強さと同様に経時的な強度低下を生じず、シリカ濃度の増加に伴い強くなる傾向を示す。
- (10) UU試験より得られる非排水せん断強さは、一軸圧縮強さの二分の一とした非排水せん断強さより大きくなる。
- (11) 非アルカリ系注入材のヒドロゲルの一軸圧縮強さと割裂引張強さは相関関係があり、Griffithの理論に概ね一致する。

以上のように、第2章では注入材の主剤のタイプやシリカ濃度がヒドロゲルの物理・力学特性に及ぼす影響について把握した。

参考文献

- 1) 第十七改正日本薬局法, 通則 3, p. 65, 厚生労働省, 2016.
- 2) Hoshiya M. Shimada S. Kanematsu H. Kayahara K.: A new grouting material of non-alkaline silica sol,

Proceeding of the Conference on Grouting in Geotechnical Engineering, Vol. 2, pp. 378-393, 1982.

- 3) 多田修一, 米倉亮三, 加賀宗彦, 島田俊介: 超微粒子シリカを用いた耐久性グラウト材の開発, 第22回土質工学研究発表会, pp. 686-687, 1987.
- 4) 島田俊介, 米倉亮三, 和田貴子, 陣内直樹: 活性複合シリカグラウトの開発, 第37回地盤工学研究発表会, pp. 566-567, 2002.
- 5) 共立出版株式会社: 化学大辞典, 1975.
- 6) 社団法人地盤工学会: 地盤材料試験の方法と解説-二分冊の1-, p. 444, 2009.
- 7) 三輪求, 米倉亮三: 水ガラス系グラウト材の基本的性質について, 土質工学論文報告集, Vol. 34, No. 3, pp. 113-121, 1994.
- 8) 岩崎光紀, 赤木寛一, 川村淳, 渡邊陽介: 薬液ホモゲルの体積変化と薬液固結砂の強度発現との関係, 土木学会第68回年次学術講演会, pp. 127-128, 2013.
- 9) 山崎知, 中道馨, 赤木寛一, 川村淳, 渡邊陽介: 高濃度薬液固結砂の長期強度特性について (その1) -薬液ホモゲルの体積変化メカニズムの検討-, 第52回地盤工学研究発表会, pp. 1677-1678, 2017.
- 10) 長谷安浩, 古城誠: 水ガラス系薬液の耐久性に関する考察 (第三報), 第34回地盤工学研究発表会, pp. 903-904, 1999.
- 11) 大西高明, 塩澤拓哉, 林田晃, 小宮一仁: コロイダルシリカを混合した酸性シリカゾル注入材の耐久性に関する研究, 第51回地盤工学研究発表会, pp. 679-680, 2016.
- 12) 川田聡志, 多賀玄治, 古城誠: 水ガラス系薬液の耐久性に関する考察 (ホモゲルからの離漿水の分析), 第32回地盤工学研究発表会, pp. 2279-2280, 1997.
- 13) 米倉亮三, 島田俊介: 薬液注入における長期耐久性の研究, 土と基礎, Vol. 40, No. 12, pp. 17-22, 1992.
- 14) 森川義人: 薬液固結砂の粘着力の評価方法に関する研究, 土木学会論文集, No. 517/III-31, pp. 73-82, 1995.

第3章

注入材や砂の諸特性がサンドゲルの力学特性に及ぼす影響

3.1 サンドゲルに関する試験の概説

本章では、はじめに豊浦砂を用い、「第2章 主剤の種類と濃度がヒドロゲルの特性に及ぼす影響」において検討した配合により固化した供試体（以下、サンドゲル）を作製し、主剤の種類（モル比 m 、コロイド含有量 C_c ）とシリカ濃度 C_s が力学特性や耐久性に及ぼす影響について検討を行った。さらに、豊浦砂と珪砂6号、珪砂5号を用い、これらを3段階の相対密度 D_r に調整したサンドゲルを作製し、砂の諸特性が改良強度に及ぼす影響について検討を行った。

実施した力学試験は一軸圧縮試験と割裂引張試験、三軸圧縮試験であり、三軸圧縮試験では非圧密非排水三軸圧縮試験（UU 試験）と圧密非排水三軸圧縮試験（ \overline{CU} 試験）、圧密排水三軸圧縮試験（CD 試験）を実施した。なお、未改良砂の物性を把握する目的で \overline{CU} 試験、CD 試験を実施している。

そして、これら一連の力学試験結果よりサンドゲルの強度および変形特性を把握するとともに、破壊規準についても検討を行った。

3.2 サンドゲルに関する試験概要

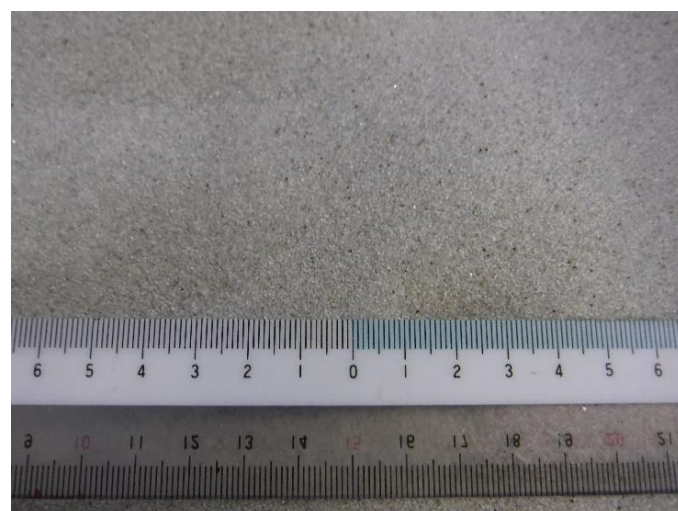
3.2.1 使用材料

試験に用いた砂は写真-3.1、図-3.1、表-3.1 に示す3種類の珪砂であり、表中の ρ_s は土粒子の密度、 D_{50} は50%粒径、 U_c は均等係数、 F_c は細粒分含有率、 D_r は相対密度、 e は間隙比を示している。なお、本章では注入材による強度発現傾向を把握するため、細粒分を含まないきれいな砂を選定した。

試験に用いた珪砂は豊浦砂（Toyoura sand）と珪砂6号（Silica sand No.6）、珪砂5号（Silica sand No.5）であり、豊浦砂は山口県下関市豊浦町産のものを、珪砂6号と珪砂5号は岐阜県東濃地区産のものを使用した。なお、それぞれの成分は豊浦砂で SiO_2 が 92.6 wt%、 Al_2O_3 が 3.7 wt%、珪砂6号では SiO_2 が 91.5 wt%、 Al_2O_3 が 3.5 wt%、珪砂5号では SiO_2 が 94.5 wt%、 Al_2O_3 が 3.0 wt% である。また試験では、気乾状態のものを使用することとした。



(a) 豊浦砂



(b) 珪砂 6号



(c) 珪砂 5号

写真-3.1 試験に用いた珪砂

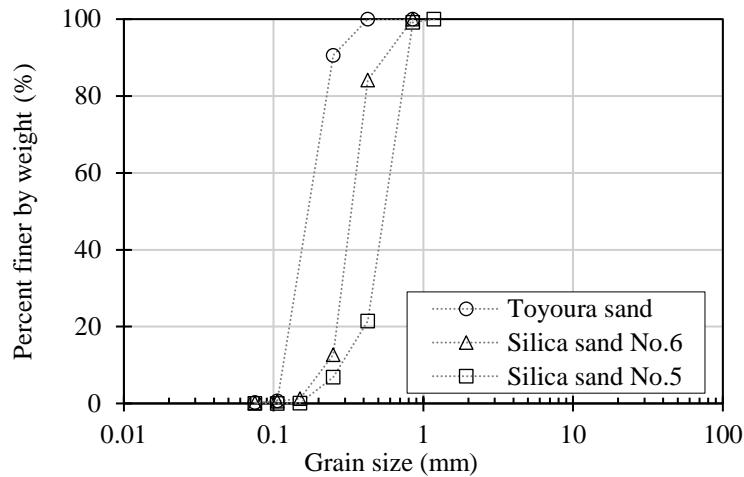


図-3.1 サンドゲルの作製に用いた砂の粒径加積曲線

表-3.1 珪砂の物理特性

	ρ_s	D_{50}	U_c	F_c	D_r	e
Toyourea sand	2.64 g/cm ³	0.171 mm	1.61	0.2 %	40 %	0.828
					60 %	0.753
					80 %	0.678
Silica sand No.6	2.62 g/cm ³	0.343 mm	1.60	0.2 %	40 %	0.935
					60 %	0.845
					80 %	0.764
Silica sand No.5	2.63 g/cm ³	0.585 mm	2.17	0.0 %	40 %	0.897
					60 %	0.828
					80 %	0.759

3.2.2 供試体作製方法

図-3.2にサンドゲル作製装置の概略を示す。サンドゲルの作製は、内径 d が50 mm、高さ h が150 mmの亚克力円柱モールド（写真-3.2(a)）に試料の高さ h_{sg} が110 mmとなるように計量した乾燥砂を投入し（写真-3.2(b)~(c)）、所定の高さとなるように締固め、密度の調整をする（（写真-3.2(d)）。このモールドの上下端には透水機能を有するプレートを設置し、プレートと試料の間には砂がこぼれ落ちないようにろ紙を設ける。なお、使用したろ紙はADVANTECH社製、No. 5BでありJIS P 3801「ろ紙（化学分析用）」の5種Bに相当するものである。そして、注入に伴い砂粒子や多孔プレートの浮上りを防止する目的で、上端に直径 ϕ が30 mmのガラスビーズを3個~4個設置する（写真-3.2(e)）。

この様なモールドを16本作製し、これを d が280 mm、 h が200 mmのモールドタンク内に並べ密閉する。次に、作液した注入材を注入材タンクに投入し、注入材とモールドタンクを同時に-98 kPaの圧力下で一時間脱気する。脱気が完了した後に、真空圧力を-80 kPaまで減圧した状態で注入材をモールドタンクに移液する。注入は、モールドタンク側とモールド内側の水位差（10 mm~30 mm）により行われ、

浸透注入の状態となる(写真-3.2(f)). 注入は、モールド内上部に注入材が十分に溜まった状態となった時点をもって完了し、その後、真空圧力を解放した状態にて注入材の固化を待つ。

いずれの配合においてもゲルタイムは 180 min に設定しているため、注入の翌日に供試体をモールドより脱型する。脱型したサンドゲルはラップで被覆した後、チャック付きナイロン袋に濡れたウェスと入れ、さらにこれを湿度が 90 %以上となるように密閉容器内に入れた状態で、 $25\text{ }^{\circ}\text{C} \pm 3\text{ }^{\circ}\text{C}$ の室温に所定期間静置して養生を行った。写真-3.3 に養生状況を示す。



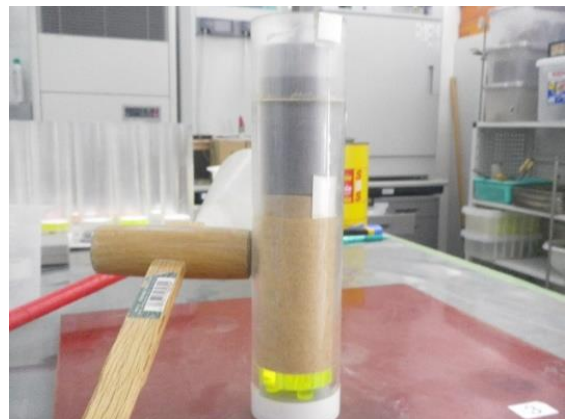
(a) モールド一式



(b) モールド・試料の準備



(c) 試料の投入状況



(d) 締固め（密度調整）状況



(e) 浮上がり対策



(f) 注入状況

写真-3.2 サンドゲルの作製装置と手順

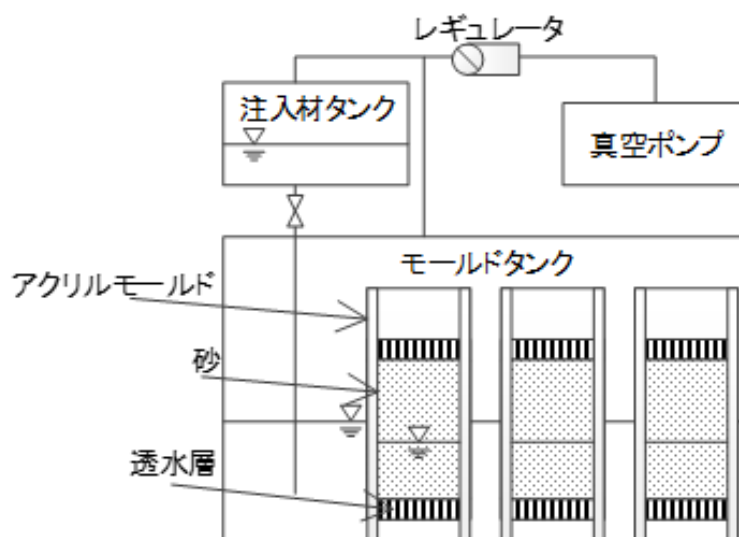


図-3.2 サンドゲル作製装置の概略図



写真-3.3 養生状況

3.3 サンドゲルの一軸圧縮試験

3.3.1 試験条件

一軸圧縮試験に用いたサンドゲルの作製条件を表-3.2に示す。本試験では、注入材のモル比 m やコロイド含有率 C_c 、シリカ濃度 C_s の影響のほか、砂の諸特性が改良効果に及ぼす影響を把握する目的で、3種類の珪砂と3段階の相対密度 D_r でサンドゲルを作製した。

準拠した基準は日本工業規格「土の一軸圧縮試験方法」(JIS A 1216)であり、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は1%/minである。また供試体は、「3.2.2 供試体作製方法」に示した方法により作製し、供試体の上下端をマイターボックスと直ナイフを用い、供試体高さ h_{sg} が100 mmとなるように成形した。

表-3.2 サンドゲルの作製条件（一軸圧縮試験）

Sand	Relative density D_r	Type	Molar ratio m	Colloid concentration C_c	Silica concentration C_s	Curing day			
Toyoura sand	40 %	AS	3.75	0.00 %	6.0 %	14			
					9.0 %	14			
					12.0 %	14			
	60 %	AS	3.75	0.00 %	6.0 %	1 ~ 400			
					9.0 %	1 ~ 400			
					12.0 %	1 ~ 400			
					AS	4.35	0.00 %	12.0 %	1 ~ 400
					HS	4.90	24.2 %	12.0 %	1 ~ 400
					HS	9.51	62.8 %	9.0 %	1 ~ 400
								12.0 %	1 ~ 400
								15.0 %	1 ~ 400
	CS	103	100 %	29.0 %	1 ~ 400				
	80 %	AS	3.75	0.00 %	6.0 %	14			
					9.0 %	14			
					12.0 %	14			
Silica sand No.6	40 %	AS	3.75	0.00 %	6.0 %	14			
					9.0 %	14			
					12.0 %	14			
	60 %				6.0 %	1 ~ 300			
					9.0 %	1 ~ 300			
					12.0 %	1 ~ 300			
	80 %				6.0 %	14			
					9.0 %	14			
					12.0 %	14			
Silica sand No.5	40 %	AS	3.75	0.00 %	6.0 %	14			
					9.0 %	14			
					12.0 %	14			
	60 %				6.0 %	1 ~ 300			
					9.0 %	1 ~ 300			
					12.0 %	1 ~ 300			
	80 %				6.0 %	14			
					9.0 %	14			
					12.0 %	14			

3.3.2 注入材の種類と濃度が一軸圧縮強さに及ぼす影響

本項では相対密度 D_r が 60 % の豊浦砂のサンドゲルの試験結果より、基本的な傾向と養生に伴う改良強度の推移について述べる。

図-3.3 は材令 14 日のサンドゲルの一軸圧縮試験における応力 q -ひずみ ε_a 曲線である。ヒドロゲルの一軸圧縮試験では、 q - ε_a 関係に線形的な挙動が見られたが、サンドゲルでは、載荷初期に ε_a の増加に伴い q が線形的に増加するものの、その後、線形関係から徐々にずれ明確なピーク値を示した後、脆性的な破壊に至る。なお、シリカ濃度 C_s が低いものほど破壊ひずみ ε_f は大きく、サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} は低くなる。

写真-3.4 は材令 14 日のサンドゲルの一軸圧縮試験における破壊形状である。いずれの C_s においてもサンドゲルには斜め方向の亀裂が発生していることより、サンドゲルはせん断破壊であることが伺える。

q_{usg} の経時的低下の一例として、酸性系シリカグラウト AS、モル比 m が 3.75、 C_s が 9 % のサンドゲルの試験結果を図-3.4 に示す。強度低下とは、ヒドロゲルの体積変化率 ε_v が収束傾向にある材令 100 日までの q_{usg} の対数近似線を求め、この近似線より一定割合で q_{usg} が低下した場合、強度低下が生じたと判断した。ここで、対数近似とした理由は、「2.4 ヒドロゲルの一軸圧縮試験」にて示したようにヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} が対数で近似されたことによる。また、一定割合とは本供試体作製と同様に作製した供試体の一斉試験の結果¹⁾において、 q_{usg} の変動係数が 4.1 % ~ 16.2 % であることより、10 % 以上近似線より下回った場合に低下が生じたと判断した。

この強度低下の要因として乾燥による影響が挙げられるが、図-3.5 に示すように湿潤密度 ρ_{tsg} は経時的にほとんど変化しない傾向にあり、乾燥の影響はなかったものと思われる。なお、ヒドロゲルの湿潤密度 ρ_{thg} は図-2.13 に示したように経時的に低下する。これに対し ρ_{tsg} では低下しない理由としては、間隙中のゲルに体積変化が生じて、砂骨格が相対的に強固であるため、サンドゲルの体積変化は生じないことによると考えられる。よって、離床水は間隙に留まっているため、 ρ_{tsg} に経時的な変化が生じなかったものと思われる。なお、間隙中のゲルの体積変化に伴うサンドゲルの収縮が生じないことは、山崎らの研究²⁾でも指摘されている。

豊浦砂における q_{usg} の経時変化を図-3.6 に示す。AS の場合、 q_{uhg} が低下しないにもかかわらず、 q_{usg} の強度低下が見られた。なお、強度低下が生じた材令は、 C_s が低いものほど早い段階で生じていることより、間隙中のゲルの q_{uhg} や ε_v が影響を与えているものと思われる。一方、活性複合シリカ系グラウト HS や活性シリカコロイド系グラウト CS の場合、 C_s に関わらず改良強度は低下することなく、安定状態となる傾向を示した。

図-3.7 にサンドゲルの q_{usg} と割線弾性係数 E_{50sg} の関係を示す。サンドゲルの q_{usg} と E_{50sg} の関係は C_s や m 、 C_c に関わらず、式(3.1)の関係にある。

$$E_{50} = 19.7 \times q_{usg}^{1.28} \quad (3.1)$$

ここで、 E_{50sg} はサンドゲルの割線弾性係数 (kN/m²)、 q_{usg} はサンドゲルの一軸圧縮強さ (kN/m²) である。

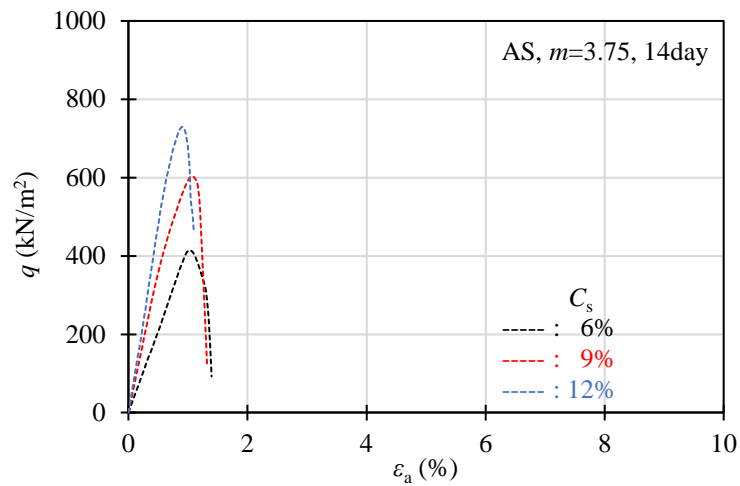
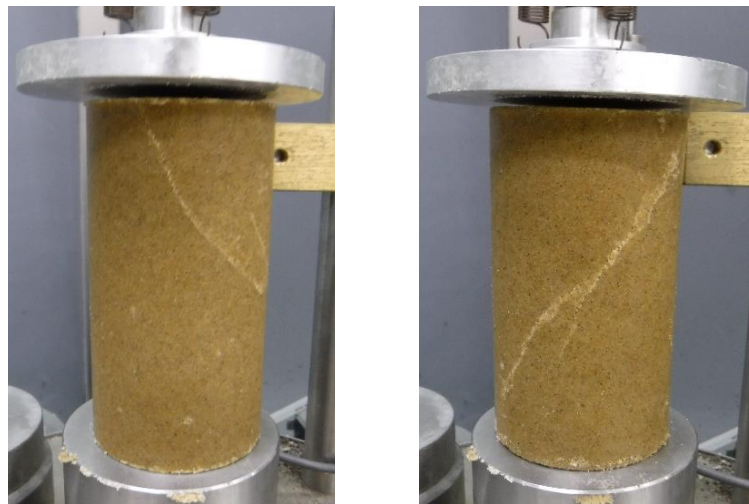


図-3.3 サンドゲルの軸ひずみと圧縮応力



(a) $C_s=6\%$

(b) $C_s=12\%$

写真-3.4 サンドゲルの一軸圧縮試験における破壊形状

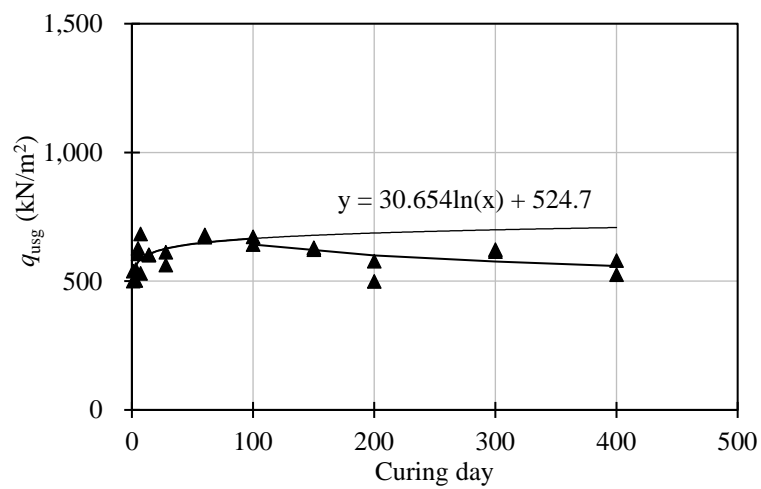


図-3.4 サンドゲルの強度低下の一例

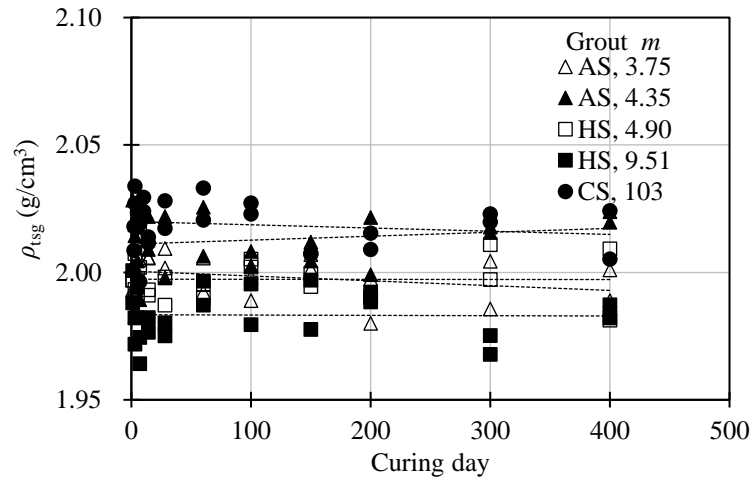
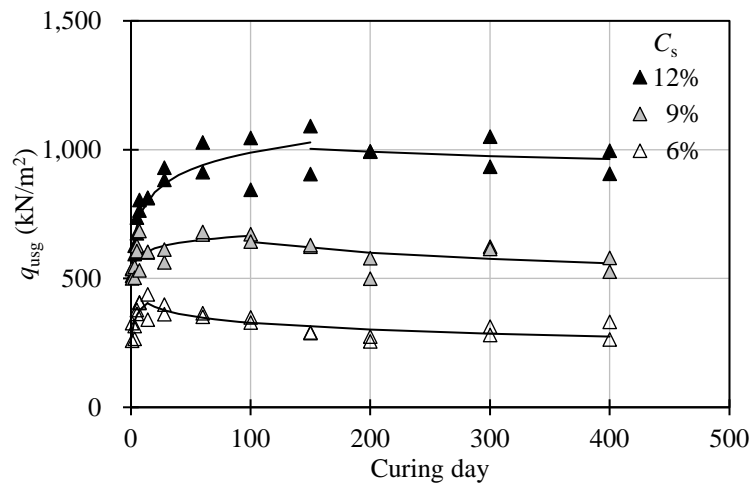
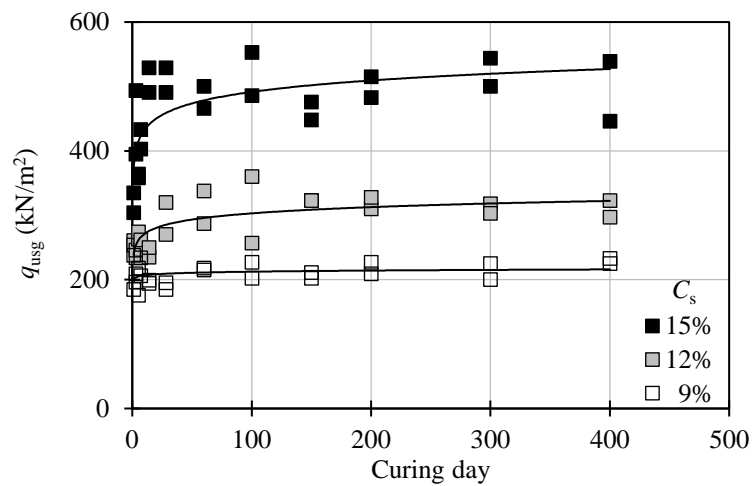


図-3.5 サンドゲルの湿潤密度の経時変化



(a) 酸性系シリカグラウト (AS, $m=3.75$)



(b) 活性複合シリカ系グラウト (HS, $m=9.51$)

図-3.6 サンドゲルの経時変化

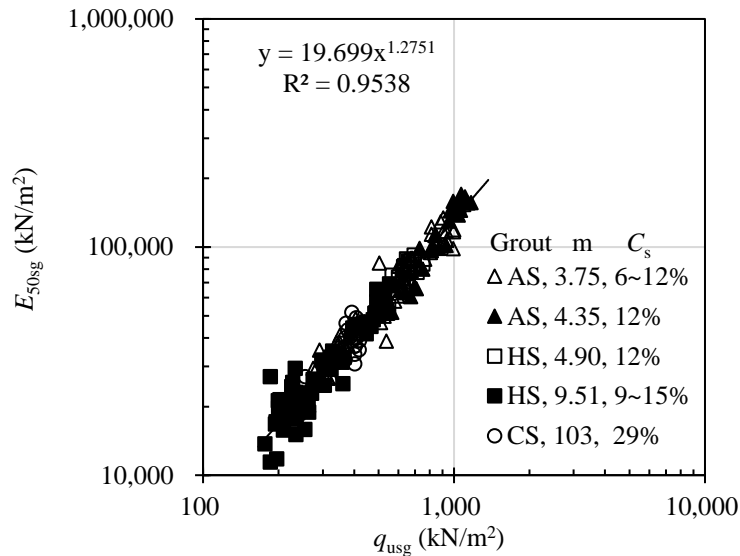


図-3.7 サンドゲルの一軸圧縮強さと割線弾性係数

3.3.3 ヒドロゲルの特性がサンドゲルの強度特性に及ぼす影響

本項では、相対密度 D_r が 60 % の豊浦砂のサンドゲルの試験結果より、ヒドロゲルの特性が改良強度に及ぼす影響について述べる。

図-3.8 にヒドロゲル q_{uhg} とサンドゲル q_{usg} の一軸圧縮強さを比較したものを示す。いずれの注入材においても、 q_{uhg} が増加するとともに、 q_{usg} は増加する傾向を示す。さらに、ある程度のばらつきは見られるものの、サンドゲルとヒドロゲルの強度の関係は切片と傾きを有する直線で概ね近似できると言える。

ここで、この近似線の傾き、すなわちヒドロゲルの強度に対するサンドゲルの強度の増加割合は 0.72 ~ 5.06 となった。サンドゲル中の間隙に存在するヒドロゲルが間隙比 e に相当する体積割合で、かつ同養生期間のヒドロゲルのせん断強度を発揮したと仮定すると、複合材料の構成則³⁾より、間隙率 $(e/(e+1))$ 分がその増加割合となり、0.43 と計算される。しかしながら、実験値はこの計算値を上回る結果となった。

また、サンドゲルとヒドロゲルの強度の近似直線の切片、すなわち q_{uhg} がゼロの時の q_{usg} は 177 kN/m² ~ 530 kN/m² の範囲にあり、 q_{usg} は間隙内の q_{uhg} に加えて、他の要因によって発揮されることが指摘できる。その一つとしてヒドロゲルの収縮に伴う土粒子骨格の拘束効果が挙げられる。この様な傾向について森・佐藤⁴⁾は、アクリルアミドなどのゲルを使用し同様な傾向を見出しており、近似直線の傾きをヒドロゲル粘着力の増加に伴う薄膜粘着力の増加割合とし、切片を構造的粘着力とまとめている。

図-3.9 に養生期間中に q_{usg} が最大 $q_{usg(max)}$ となった時のシリカ濃度 C_s との関係を示す。ここで $q_{usg(max)}$ を採用した理由は、試験結果にばらつきが見られること、並びに酸性系シリカグラウト AS では養生期間中に強度低下が見られたためである。図より、いずれの注入材においても、 $q_{usg(max)}$ は C_s の増加に伴い大きくなる傾向を示すが、注入材の主剤のタイプによってその増加割合は異なる傾向を示した。まず、AS に着目すると、 C_s が 12 % における q_{usg} は注入材のモル比 m に関わらず同程度となった。一方、活性複合シリカ系グラウト HS では、 C_s が 12 % の q_{usg} は m が大きいほど（コロイド含有率 C_c が大きくなる）低くなる結果となった。これは、 q_{uhg} (図-2.25) に対応する結果となっている。

図-3.10 に C_s と強度比の関係を示す．強度比とは、材令 400 日（平均値）の一軸圧縮強さ $q_{usg(400)}$ を、 $q_{usg(max)}$ で除した値である．HS と活性シリカコロイド系グラウト CS に着目すると強度の低下は見られなかった．一方、AS に着目すると強度の低下が見られ、その割合は C_s が低いものほど大きくなる傾向を示した．なお、 C_s が 12 % のものに着目すると、強度の低下割合は注入材の m に関わらず同程度となる傾向を示した．

これらの傾向を把握する目的で、ヒドロゲルの特性に着目し取り纏めを行った．図-3.11 はヒドロゲルの体積変化率- ε_v （図-2.15、図-2.16）とヒドロゲルの一軸圧縮試験（図-2.24）より求められた割線弾性係数 E_{50hg} をプロットしたものである．なお、図中の○は q_{usg} が増加あるいは一定値を保持している状態で、×は q_{usg} に低下が生じている状態である．赤でプロットされているものは、AS で m が 3.75、 C_s が 12 % のものである．養生に伴い、ヒドロゲルの ε_v と E_{50hg} は大きくなる傾向を示し、図-3.6(a)に示したようにある一定期間まで q_{usg} が増加する傾向を示す（○）．しかし、 E_{50hg} に対する ε_v がある程度大きくなると q_{usg} が低下する（×）傾向を示す．

この様な傾向は AS で生じており、特に C_s が低い条件で顕著に表れた．この強度低下が生じるときの ε_v と E_{50hg} の関係として図中に示す青線が得られた．この青線より右側にヒドロゲルの ε_v と E_{50hg} がプロットされる時、サンドゲルの q_{usg} が低下する傾向を示す．以上より、サンドゲルの強度の発現や低下にはヒドロゲルの体積変化や弾性係数などが起因し、これらは注入材の m や C_c 、 C_s に依存するものと思われる．

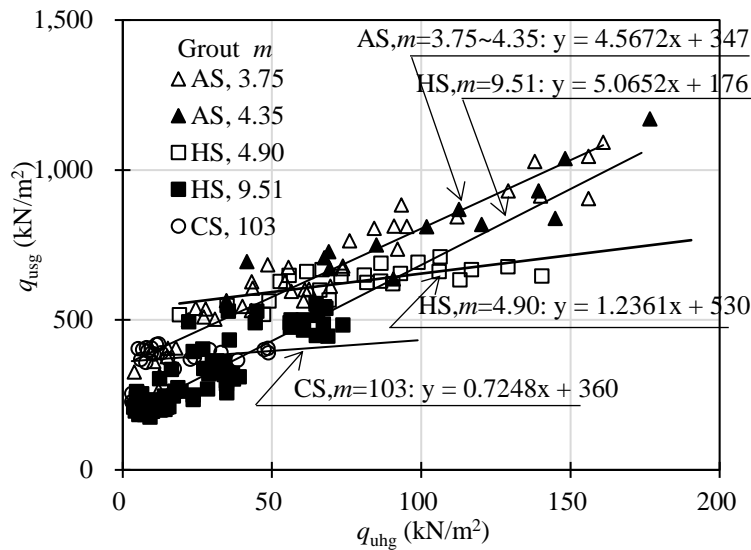


図-3.8 ヒドロゲルとサンドゲルの一軸圧縮強さ

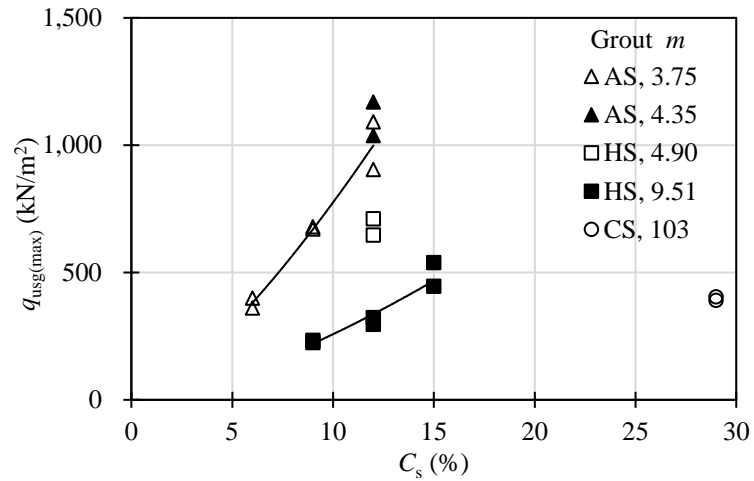


図-3.9 シリカ濃度と最大一軸圧縮強さ

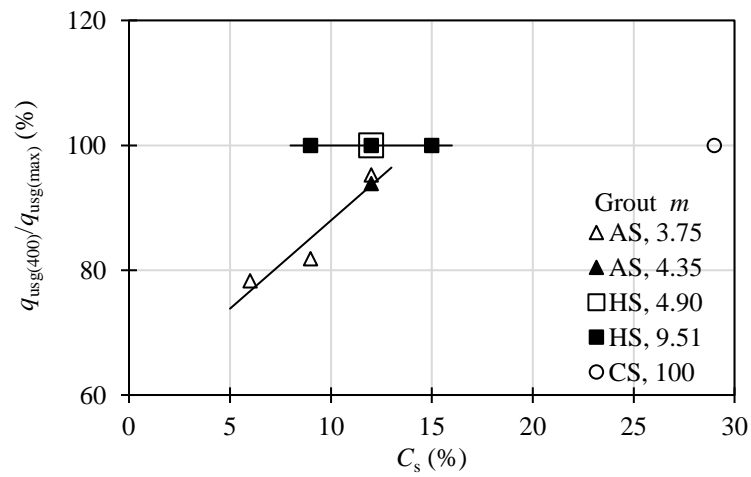


図-3.10 シリカ濃度と強度比

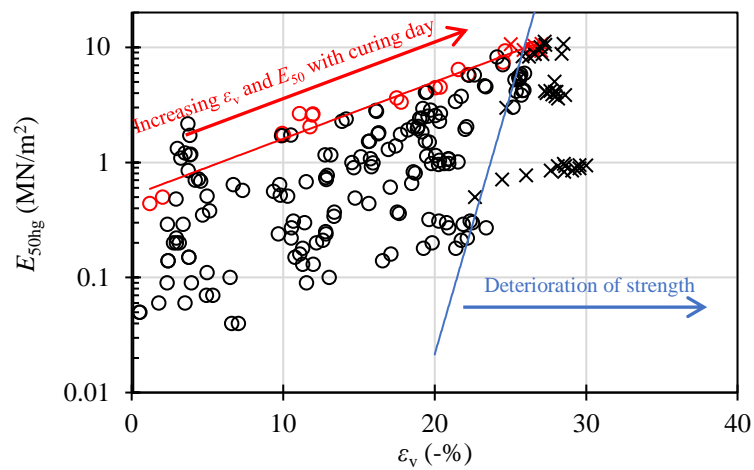


図-3.11 ヒドロゲルの体積変化と割線弾性係数がサンドゲルの耐久性に及ぼす影響

3.3.4 砂の諸特性が一軸圧縮強さに及ぼす影響

本項では3種類の珪砂にシリカ濃度 C_s が6%~12%の酸性系シリカグラウト AS（モル比 $m=3.75$ ）を用いたサンドゲルの一軸圧縮試験結果より、砂の諸特性がサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} に及ぼす影響について述べる。

図-3.12は珪砂6号と珪砂5号の相対密度 D_r が60%における q_{usg} の経時変化である。いずれの試料も豊浦砂の結果と同様に、同一材令における q_{usg} は C_s が高いほど強くなる傾向を示す。また、養生期間中に計測された q_{usg} の最大値に対する材令300日の低下割合は、 C_s が6%において豊浦砂で39.6%の低下であるのに対し、珪砂6号で13.0%、珪砂5号では11.4%、 C_s が9%において豊浦砂で17.6%の低下に対し、珪砂6号で5.8%、珪砂5号では8.4%であり、砂の種類によって低下割合が異なる傾向が見られた。

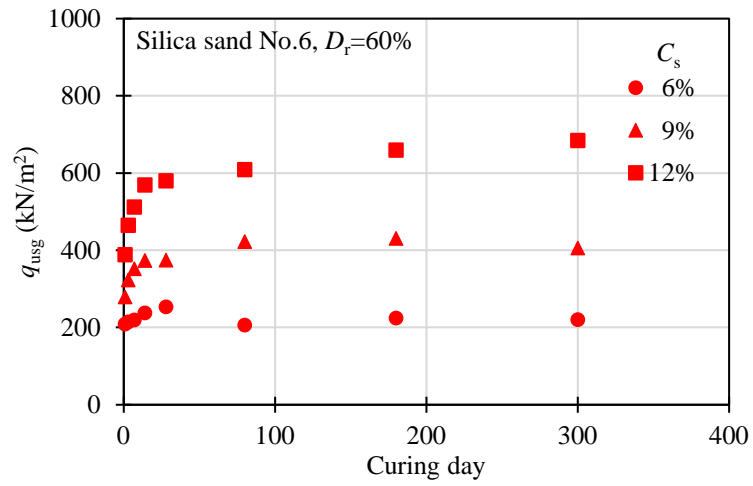
図-3.13は材令14日における C_s と q_{usg} の関係である。既往の研究では q_{usg} と密度の関係として、密度の増加に対し q_{usg} が増加する結果^{4)・6)}や、 q_{usg} が低下する結果⁷⁾が示されている。なお、本試験結果ではいずれの試料においても同一の C_s の場合、 D_r が高くなるほど q_{usg} は強くなる傾向を示し、密度が改良強度に影響を及ぼしていることを確認した。

D_r が60%の材令14日におけるサンドゲルの平均粒径 D_{50} と q_{usg} の関係を図-3.14に示す。 q_{usg} は D_{50} の増加に伴い低くなる傾向を示している。このような傾向は、天利ら⁸⁾の試験結果でも示されており、 D_{50} の増加に伴い比表面積が低下するため、ヒドロゲルと砂粒子との付着面積が低下することによりこのような結果となったと考えられる。

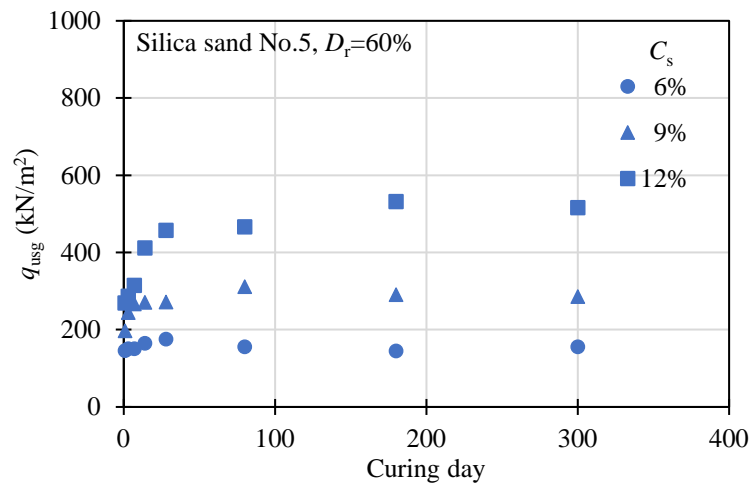
図-3.15に q_{usg} と破壊ひずみ ε_f の関係を示す。 ε_f は q_{usg} の増加に伴い小さくなる傾向を示し、その値は0.8%~1.8%の範囲にある。

図-3.16に C_s と強度比 $q_{\text{usg}(300)}/q_{\text{usg}(\text{max})}$ の関係を示す。 $q_{\text{usg}(300)}/q_{\text{usg}(\text{max})}$ とは、材令300日におけるサンドゲルの一軸圧縮強さ $q_{\text{usg}(300)}$ を養生期間中に計測されたサンドゲルの最大一軸圧縮強さ $q_{\text{usg}(\text{max})}$ で除した値である。 $q_{\text{usg}(300)}/q_{\text{usg}(\text{max})}$ は、いずれの砂においても C_s の低下に伴い低くなる傾向を示した。これは、同一材令における体積変化率 ε_v は図-2.15(a)に示したように概ね同程度であるが、図-2.18に示したようにヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} は C_s の低下に伴い低くなる傾向を示す。これにより q_{usg} が低下しやすい条件となっていると思われる。次に、 D_{50} に着目すると、 C_s に関わらず D_{50} が小さいものほど $q_{\text{usg}(300)}/q_{\text{usg}(\text{max})}$ が大きく低下する傾向にある。

以上の結果より、砂の諸特性として強度の発現割合には、砂の平均粒径や密度が影響を及ぼすことを確認した。また、耐久性に関しては砂の粒径などが影響を及ぼす傾向が見られた。

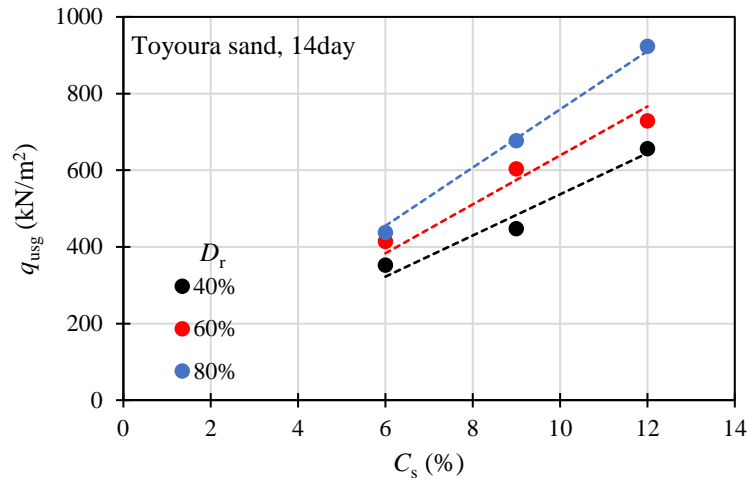


(a) 珪砂 6 号

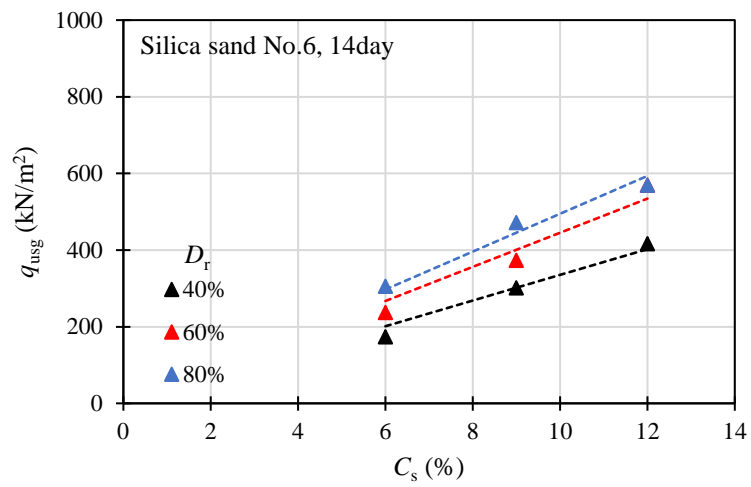


(b) 珪砂 5 号

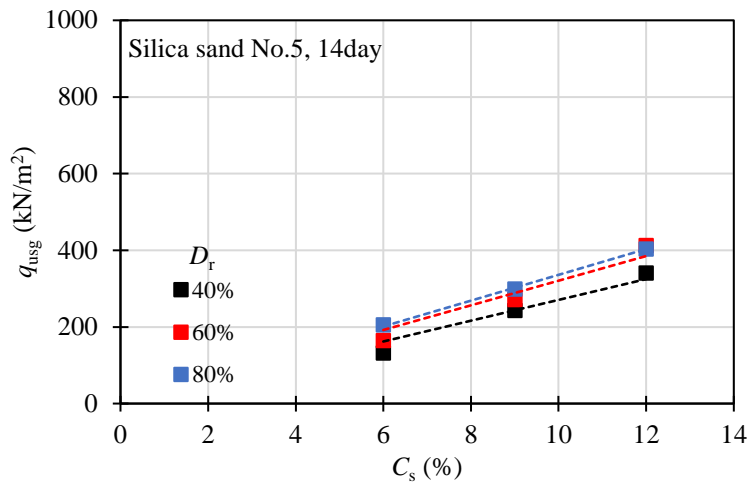
図-3.12 サンドゲルの一軸圧縮強さの経時変化



(a) 豊浦砂



(b) 珪砂 6 号



(c) 珪砂 5 号

図-3.13 材令 14 日におけるシリカ濃度と一軸圧縮強さの関係

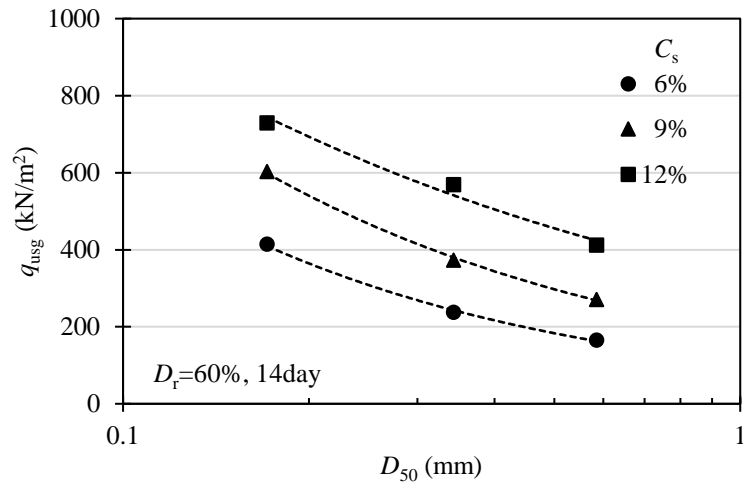


図-3.14 平均粒径と一軸圧縮強さの関係 ($D_r=60\%$)

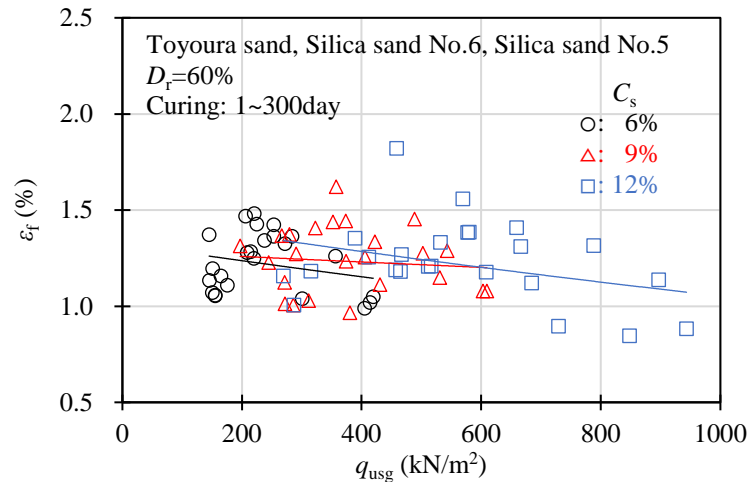


図-3.15 サンドゲルの破壊ひずみと一軸圧縮強さの関係

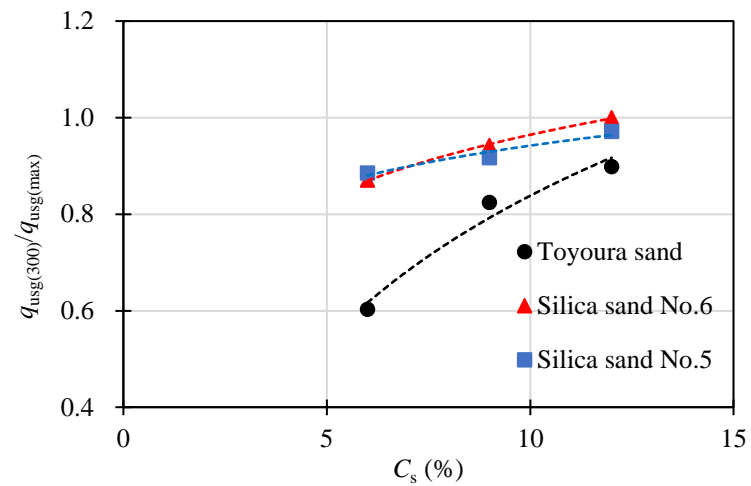


図-3.16 サンドゲルの強度低下割合

3.3.5 砂の諸特性とヒドロゲルの強度特性を用いたサンドゲルの一軸圧縮強さの算定

サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} は、砂の諸特性として密度や粒径、ヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} や体積収縮率 ε_v などが影響を及ぼしているものと思われる。既往の研究では、サンドゲルの強度の発現傾向に関して天利ら⁸⁾は、均等係数 U_c が比較的小さい試料を用いたサンドゲルを作製し、一軸圧縮強さ q_u と相対密度 D_r の関係として式(3.2)の提案を行っている。

$$q_u = \alpha \times C_s^\beta \times (D_r + 50) \quad (3.2)$$

ここで、 C_s はシリカ濃度、 D_r は相対密度で α および β は平均粒径 D_{50} に依存し、 C_s ごとに求められる実験定数である。

天利らによると、この算定式による q_u と実測値は良く一致すると報告されている。しかし、 D_{50} が同一でも U_c によって q_{usg} の発現傾向は異なることから、幅広い U_c における結果を表し得ないことが想定される。

森川⁹⁾は、砂の比表面積と間隙比、粒度、土粒子の体積より求められる動水半径 R_{Hg} を用いて、サンドゲルの粘着力 c を式(3.3)～式(3.5)によって提案をしている。

$$c = A \times B^{R_{\text{Hg}}} + \sigma_{\text{IH}} \quad (3.3)$$

$$R_{\text{Hg}} = \frac{1}{\lambda} \times \frac{e}{6} \times D_{20} \quad (3.4)$$

$$\lambda = 0.897 \times U_c^{0.549} \quad (3.5)$$

ここで、 c は UU 三軸圧縮試験で得られる粘着力、 A はホモゲルの引張強度から求められる定数、 B はホモゲルの一軸圧縮強さと引張強度の比から求められる定数、 σ_{IH} はホモゲルの引張強度、 R_{Hg} は動水半径、 λ は U_c より求められる補正係数、 e は砂の間隙比、 D_{20} は砂の 20 % 粒径、 U_c は均等係数である。

この算定式では、ヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} が $60 \text{ kN/m}^2 \sim 1,450 \text{ kN/m}^2$ の比較的強度が大きい注入材を対象としている。 R_{Hg} が大きくなると（すなわち、 D_{20} 、 e 、 U_c が大きくなると）、 c はヒドロゲルの引張強さに近づくと考え、これを指数曲線で近似している。なお、この算定式の利用には、土質データの他に三軸圧縮試験や割裂試験の結果が必要となる。

このように、既往の研究にて提案されているサンドゲルの一軸圧縮強さの実験的な評価式では、一軸圧縮試験のほかに三軸圧縮試験や引張試験を実施する必要があることや、幅広い U_c に対応できないことが想定される。そこで、本項では q_{uhg} から q_{usg} を算定する手法として、間隙径深¹⁰⁾ h を用いた検討を行った。 h とは、式(3.6)に示す砂の諸特性と式(3.7)の質量による粒度分布の標準偏差より求められるものであり、透水係数の推定に用いられる指標である。

$$h = \frac{0.3 \times D_{50}}{\exp(0.5 \times \ln^2 \sigma_w)} \times \frac{e}{G_s} \quad (3.6)$$

$$\ln \sigma_w = 0.484 + 0.420 \times \ln U_c \quad (3.7)$$

ここで、 h は間隙径深 (mm)、 D_{50} は砂の50%粒径 (mm)、 e は間隙比、 σ_w は質量による粒度分布の標準偏差、 G_s は砂粒子の比重、 U_c は均等係数である。

本論文で用いる h と R_{Hg} における基本的な考え方は同じであるが、森川⁹⁾は R_{Hg} を算定する際、代表径を D_{10} とすると、細粒分の状態により多少の誤差を生じるため D_{20} で整理を行っている。なお、 D_{10} または D_{20} を指標とした場合、粒度試験に加えて沈降試験により求める必要がある場合もある。また、浸透注入を目的とした薬液注入工法^{11),12)}では、細粒分含有率 F_c が40%以下の砂を対象地盤としているため、粒度試験より得られる D_{50} は簡便性と信頼性が高いと考えられる。さらに、天利ら⁸⁾の試験結果や図-3.14より、 q_{usg} は D_{50} に依存する傾向がみられたため、本論文では D_{50} をパラメータとする h を指標とした。

図-3.17は豊浦砂、珪砂6号、5号において D_r が40%～80%の時の h と、それぞれを C_s が6%～12%の酸性系シリカグラウトAS（モル比 $m=3.75$ ）にて固化したサンドゲルの材令14日における q_{usg} の関係である。 q_{usg} は h の増加に伴い低下する傾向を示し、 C_s ごとに近似することができる。なお、 h は D_{50} や e の増加、 U_c の低下に伴い大きくなるものであり、密度の低下に伴う強度低下（図-3.13）や、粒径の増加に伴う強度低下（図3.14）に対応する結果となっている。また、図中の実線は粒径が大きくなる、もしくは密度が低くなる等、間隙径深が大きくなった場合、 q_{usg} は q_{uhg} に漸近するものと仮定した式(3.8)の近似曲線である。

$$q_{usgc} = \alpha \times h^\beta + q_{uhg} \quad (3.8)$$

ここで、 q_{usgc} はサンドゲルの一軸圧縮強さの推定値 (kN/m²)、 h は間隙径深 (mm)、 q_{uhg} はヒドロゲルの一軸圧縮強さ (kN/m²)、 α および β は実験定数であり、 q_{uhg} と実験定数 α 、 β は図-3.18に示すように C_s と相関関係があり、次の式によって求めることができる。

$$q_{uhg} = 0.513 \times C_s^{2.28} \quad (3.9)$$

$$\alpha = 5.66 \times C_s^{0.57} \quad (3.10)$$

$$\beta = -0.0067 \times C_s - 0.67 \quad (3.11)$$

ここで、 C_s はシリカ濃度 (%) であるが、 C_s に対する q_{uhg} や α 、 β は主剤のタイプや材令によって異なるものである。

推定値は実測値の1.00倍～1.01倍であり、決定係数 R^2 は0.84～0.89であることより、このように試料の条件として、 D_{50} および e 、 U_c が求められれば、 h を式(3.6)および式(3.7)により求め、シリカ濃度に起因する実験定数を式(3.9)～式(3.11)によって決定することにより、 q_{usg} を推定することが可能となる。なお本手法は、現場試料を用いた配合試験結果に適用した結果、幅広い土質性状にも対応できることが確認されている（付録-7）。

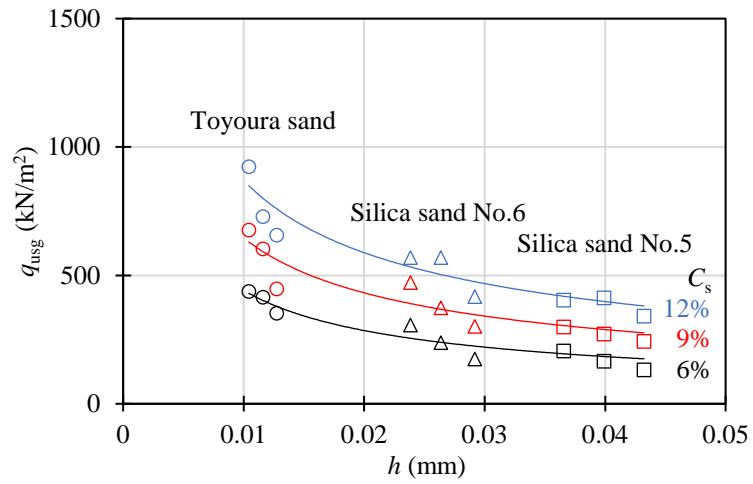


図-3.17 間隙径深と一軸圧縮強さの関係

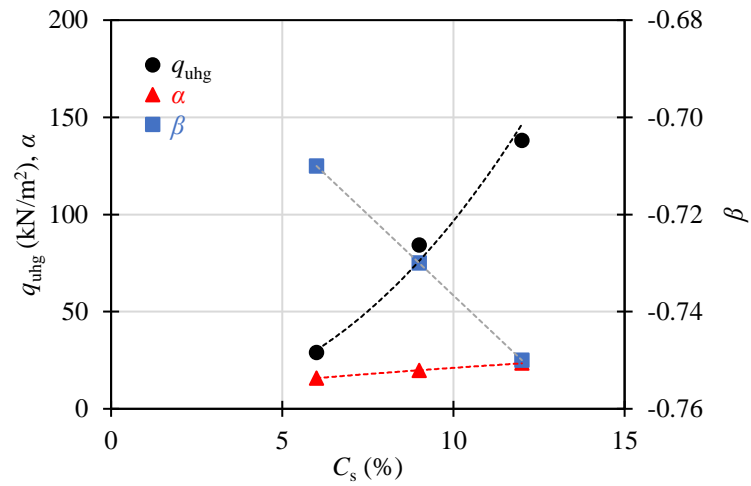


図-3.18 材令 14 日におけるヒドロゲルの一軸圧縮強さと実験定数

3.4 サンドゲルの割裂引張試験

3.4.1 試験条件

割裂引張試験に用いるサンドゲルの作製条件を表-3.3に示す。なお、供試体の作製方法は「3.2.2 供試体作製方法」に示した方法により作製し、供試体高さ h_{sg} が 50 mm となるように成形した。試験方法は「2.6 ヒドロゲルの割裂引張試験」と同様である。

表-3.3 サンドゲルの作製条件（割裂引張試験）

sand	Relative density D_r	Type	Molar ratio m	Colloid concentration C_c	Silica concentration C_s	Curing day
Toyoura sand	40 %	AS	3.75	0.00 %	6.0 %	14
					9.0 %	14
					12.0 %	14
	60 %				6.0 %	1 ~ 300
					9.0 %	1 ~ 300
					12.0 %	1 ~ 300
	80 %				6.0 %	14
					9.0 %	14
					12.0 %	14
Silica sand No.6	40 %	AS	3.75	0.00 %	6.0 %	14
					9.0 %	14
					12.0 %	14
	60 %				6.0 %	1 ~ 300
					9.0 %	1 ~ 300
					12.0 %	1 ~ 300
	80 %				6.0 %	14
					9.0 %	14
					12.0 %	14
Silica sand No.5	40 %	AS	3.75	0.00 %	6.0 %	14
					9.0 %	14
					12.0 %	14
	60 %				6.0 %	1 ~ 300
					9.0 %	1 ~ 300
					12.0 %	1 ~ 300
	80 %				6.0 %	14
					9.0 %	14
					12.0 %	14

3.4.2 注入材のシリカ濃度と砂の粒径が割裂引張強さに及ぼす影響

図-3.19に相対密度 D_r が 60 % の豊浦砂のサンドゲル（材令 14 日）の割裂引張試験における変位量 δ_a と引張応力 f の関係を示す。サンドゲルの f - δ_a 関係はヒドロゲルのそれと同様に、線形的な挙動を示したのち、脆性的に破壊する。また、シリカ濃度 C_s が低いものほど δ_a は大きく、割裂引張強さ σ_{ts} は低くなる傾向を示した。

写真-3.5 はサンドゲルの割裂引張試験における破壊形状であり、供試体には上下の载荷板間を貫通する亀裂が生じており、ヒドロゲルの割裂引張試験における破壊形状と同様の傾向にある。

図-3.20 はサンドゲルの σ_{ts} の経時変化である。いずれの試料も一軸圧縮試験の結果と同様に、同一材令における σ_{ts} は C_s が高いほど強くなる傾向を示す。しかし、 σ_{ts} の経時的な変動傾向については図-3.21 に示すように、サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} の挙動に一致しない場合もある。

図-3.22 は砂の平均粒径 D_{50} と σ_{ts} の関係である。同一の D_{50} における σ_{ts} は、 C_s の増加に伴い大きくなる傾向を示す。また、同一の C_s においては D_{50} の低下に伴い σ_{ts} が大きくなる傾向にある。

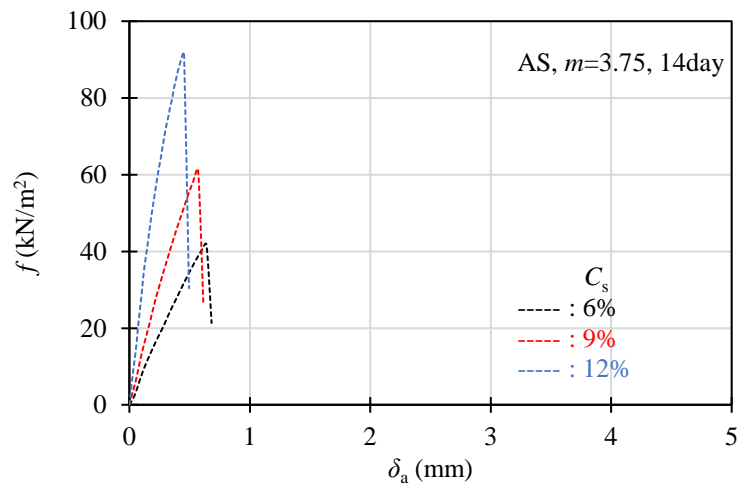


図-3.19 サンドゲルの割裂引張試験における応力ひずみ曲線

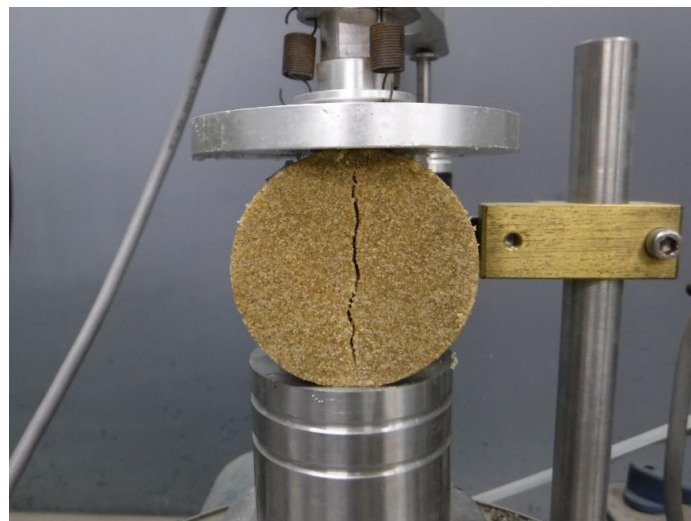
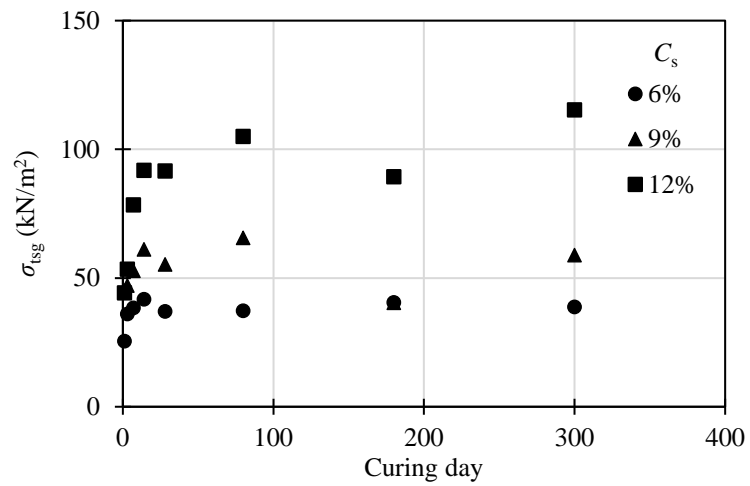
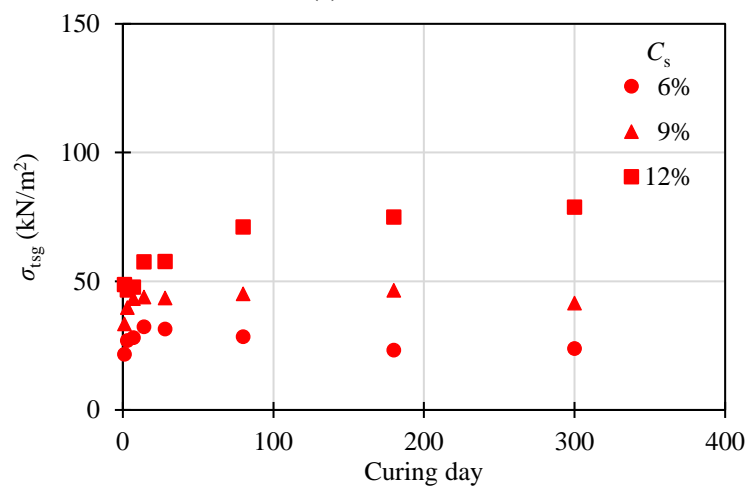


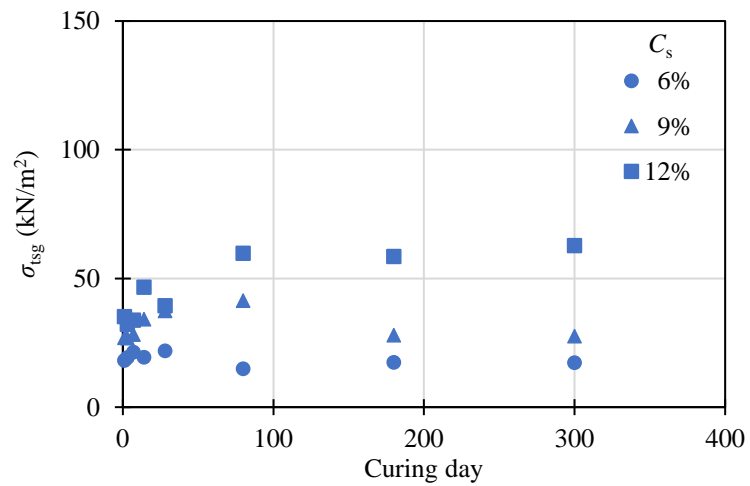
写真-3.5 サンドゲルの割裂引張試験における破壊形状



(a) 豊浦砂

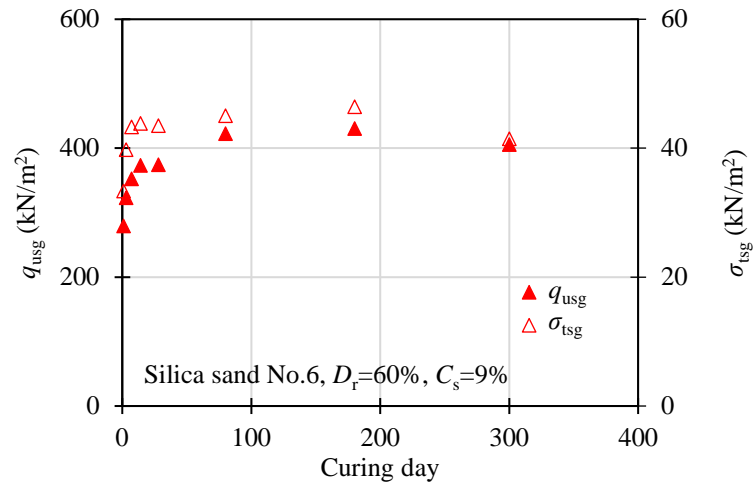


(b) 珪砂 6 号

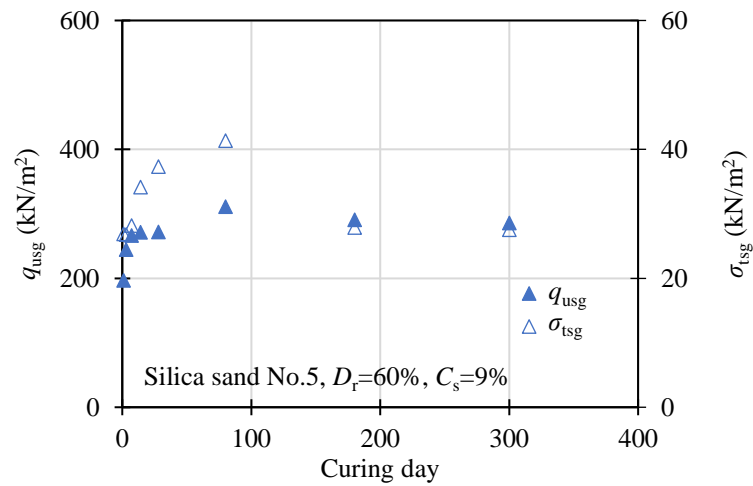


(c) 珪砂 5 号

図-3.20 サンドゲルの割裂引張強さの経時変化



(a) 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$



(b) 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$

図-3.21 サンドゲルの一軸圧縮強さと割裂引張強さの経時変化の傾向

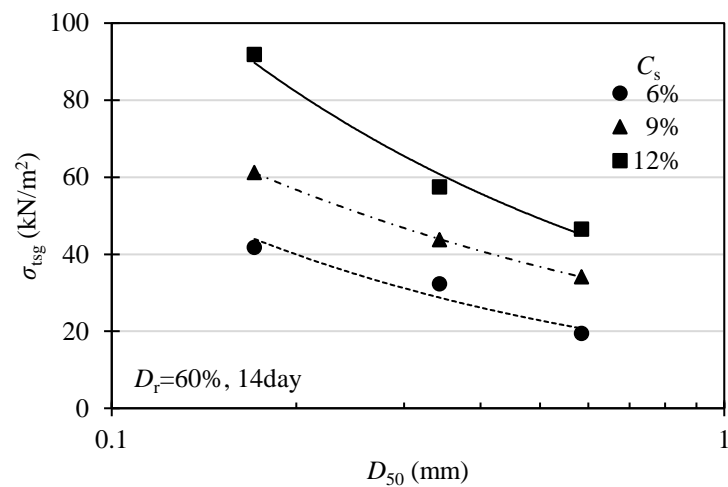


図-3.22 砂の平均粒径と割裂引張強さの関係

3.4.3 ヒドロゲルとサンドゲルの強度特性の関係

図-3.23 にヒドロゲルの割裂引張強さ σ_{thg} とサンドゲルの割裂引張強さ σ_{tsg} の関係を示す。 σ_{tsg} は σ_{thg} の増加に伴い大きくなる傾向を示した。また、 σ_{tsg} は σ_{thg} の増加に対し、一次関数的に増加することが予測されたが、その割合は試料ごとに累乗関数で表すことができる。この様な傾向に関して森ら^{4),13)}は、サンドゲルの粘着力 c_{sg} を非排水条件の三軸圧縮試験にて、ヒドロゲルの粘着力 c_{hg} を直接せん断試験により求めた結果、この傾きを薄膜粘着力 c_0' 、切片を構造的粘着力 c_s とまとめている。

c_0' とは、砂粒子の間隙にあるヒドロゲルがヒドロゲルの強度より大きな粘着力を発揮するものであり、ヒドロゲルの膜厚が薄くなるほど大きくなり、砂粒子と注入材の付着力の大きさに影響されることなどを指摘している。また c_s とは、非排水状態にて圧縮されたサンドゲルに、ダイレイタンシーによる負圧が生じ、これが砂粒子間の拘束圧となるというものであり、砂の粒径や形状、密度、注入材の性質などの影響を受けることを示している。

この考え方について c_0' に関しては支持するものの、 c_s に関しては見解が異なる。「3.5 サンドゲルの三軸圧縮試験」にて後述するが、サンドゲルの三軸圧縮試験において、ダイレイタンシーに伴う負圧の発生や体積膨張には 2%～3% 以上の軸ひずみ ϵ_a が必要であることが確認された。また、サンドゲルの一軸圧縮試験における破壊ひずみ ϵ_{fsg} は図-3.15 にて示したように 0.8%～1.8% であることなどから、割裂引張試験のひずみレベルにおいて負圧が発生し、内部応力となる可能性は低いと思われる。よって、サンドゲルにおいて砂粒子間に存在するヒドロゲルは、膜厚が薄くなることにより自身の引張強さより、はるかに大きくなる膜厚効果が発揮されたことが想定される。ただし、養生に伴いヒドロゲルは体積収縮が生じるため、これによって膜厚効果が低下し、ヒドロゲルとサンドゲルの引張強さの関係が非線形になったと思われる。

図-3.24 にサンドゲルの σ_{tsg} とサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} の関係を示す。 q_{usg} は σ_{tsg} の増加に対して 8.7 倍～9.3 倍の割合で増加する傾向を示した。なお、ヒドロゲルにおける一軸圧縮強さ q_{uhg} と割裂引張強さ σ_{thg} の比 q_{usg}/σ_{thg} は図-2.31 に示したように 7.0 である。また一般的に q_u/σ_t は、コンクリートで 5.0 倍～30 倍¹⁴⁾、岩石で 8.2 倍～19 倍¹⁵⁾、セメント改良土において¹⁶⁾母材が砂の場合で 6.7 倍～10 倍、粘性土では 5.0 倍～20 倍となっている。

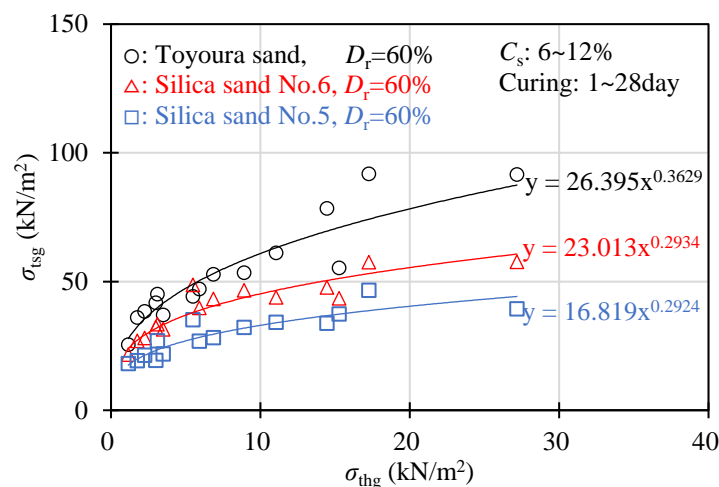


図-3.23 ヒドロゲルとサンドゲルの割裂引張強さの関係

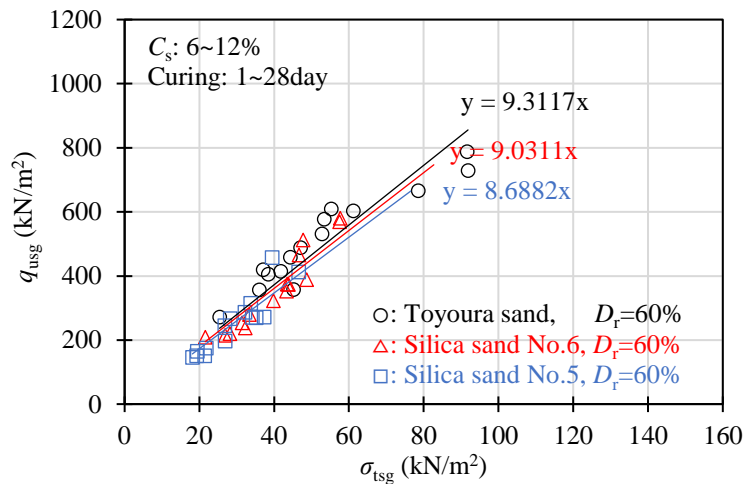


図-3.24 サンドゲルの割裂引張強さと一軸圧縮強さの関係

3.5 サンドゲルの三軸圧縮試験

3.5.1 試験概要

一般的に、サンドゲルの内部摩擦角は未改良砂と同程度であり、粘着力のみが付与されると言われている¹⁷⁾。なお、森・田村^{18),19)}は排水条件などの試験条件について非圧密非排水三軸圧縮試験で得られる粘着力は負圧に基づく摩擦抵抗を含むため、過大評価した値となることや、粘着力とせん断ひずみの関係は圧密排水三軸圧縮試験と圧密非排水三軸圧縮試験で異なることより、強度発現機構は排水条件によって影響されることを指摘している。

一方、森川⁹⁾は非圧密非排水三軸圧縮試験および一軸圧縮試験、割裂引張試験の結果より、破壊規準は注入材の脆性度や砂の粒径によって異なることを示している。

米倉・加賀²⁰⁾は圧非排水三軸圧縮試験と圧密非排水三軸圧縮試験、一軸圧縮試験、割裂引張試験を実施し、引張から圧縮領域にわたって統一的に表示できる破壊規準として、Von Mises の破壊規準をベースとした正八面体面応力による検討を行っている。

また実務的には、薬液注入工法による地盤改良工事の品質確認として、サンドゲルの一軸圧縮強さを三軸圧縮試験より得られる強度定数（内部摩擦角、粘着力）を用い、Mohr-Coulomb の破壊規準に則り、幾何条件より換算することができるとされている²¹⁾。しかしながら既往の研究に鑑みると、改良目的や施工条件に応じて試験方法および条件を決定し、改良効果を評価する必要があることや、試験条件そのものが強度定数に及ぼす影響を整理する必要があるものと思われる。

以上の背景より、本節では未改良砂の圧密非排水三軸圧縮 (\overline{CU}) 試験および圧密排水三軸圧縮 (CD) 試験ほか、3 種類の珪砂と 3 濃度の注入材によるサンドゲルについて非圧密非排水三軸圧縮 (UU) 試験と \overline{CU} 試験、CD 試験を実施し、サンドゲルの強度特性を把握するとともに、試験条件が強度定数に及ぼす影響について検討を行った。なお、試験に用いた三軸圧縮試験装置は「2.5 ヒドロゲルの三軸圧縮試験」に示したものである。

3.5.2 事前検討

本項では、三軸圧縮試験を実施するにあたり、背圧 u_b (Back pressure) やひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ (Strain rate) などを決定する目的で、試験条件の検討を行った。サンドゲルを用いた既往の三軸圧縮試験における諸条件を表-3.4 に示す。既往の研究で u_b は $0 \text{ kN/m}^2 \sim 284 \text{ kN/m}^2$ の範囲で実施がされており、 $\dot{\epsilon}$ は試験条件に依らず $0.01 \text{ \%/min} \sim 0.5 \text{ \%/min}$ となっている。

u_b に関して、森・田村^{18),19)}はせん断中のキャビテーションの発生を指摘し、拘束圧に対して大きな背圧を用いて試験を行っている。なお、山崎ら²¹⁾の試験では $u_b=200 \text{ kN/m}^2$ に対してキャビテーションが発生したため、間隙水圧増分 δu は拘束圧に依らず、 $\delta u=-250 \text{ kN/m}^2$ の一定値となる結果が得られている。

また、一般的に土質材料において $\dot{\epsilon}$ が一軸圧縮強さ q_u に及ぼす影響は知られているが、森川・田村^{18),19)}は排水条件における三軸圧縮試験を実施し、 $\dot{\epsilon}$ の影響を検討した結果、 $\dot{\epsilon}$ が低い条件では最大軸差応力が低いものの、初期の軸差応力が高くなる結果を得ており、 δu の影響を指摘している。

一方、田久ら²²⁾は、同様に排水条件で三軸圧縮試験を行った結果、 $\dot{\epsilon}$ が低い条件では初期の軸差応力が低くなる結果を示しており、森・田村の試験結果^{18),19)}と異なる。なお、田久ら²²⁾は試験時の体積ひずみに着目した結果、サンドゲルの体積膨張量は未改良砂と比較して大きく、さらに $\dot{\epsilon}$ が低いものほど大きくなることより、粘性による効果を指摘している。

また、一軸圧縮強さと粘着力および内部摩擦角に関して、米倉・加賀²⁰⁾は、割裂引張試験、一軸圧縮試験、三軸圧縮試験の結果より、引張から圧縮領域にわたって統一的に表示できる破壊規準として、Von Mises の破壊規準をベースとした正八面体面応力によるものが高い相関性を示す結果を得ている。一方、山崎ら²¹⁾は Mohr-Coulomb の破壊規準の幾何条件より、三軸圧縮試験を行わなくとも一軸圧縮強さから改良後の粘着力を推定することが可能としている。しかしながら、一軸圧縮強さが大きい場合、粘着力が大きくなり推定値は過小評価する結果も含まれている。

以上のように、三軸圧縮試験において排水条件のほか、 u_b や $\dot{\epsilon}$ が試験結果に影響を及ぼす。また、得られた試験結果についての解釈も十分に整理されていない部分があるため、ここでは三軸圧縮試験を実施するにあたり、試験条件を決定する目的で数パターンの三軸圧縮試験を実施した。

表-3.4 既往の研究における三軸圧縮試験条件

Test performer	Testing method	Back pressure u_b	Strain rate $\dot{\epsilon}$	Unconfined compression strength q_{usg}
Mori ^{18),19)}	\overline{CU} , CD	$39.2 \sim 284 \text{ kN/m}^2$	$0.07 \sim 0.5 \text{ \%/min}$	$85.3 \sim 481 \text{ kN/m}^2$
Yonekura ²⁰⁾	\overline{CU} , CD	0 kN/m^2	$0.05 \sim 0.1 \text{ \%/min}$	N. D
Yamazaki ²¹⁾	\overline{CU}	200 kN/m^2	N. D	160 kN/m^2
Taku ²²⁾	CD	N. D	$0.01 \sim 0.5 \text{ \%/min}$	N. D
Nakazawa ²³⁾	\overline{CU}	N. D	0.1 \%/min	$70.0 \sim 130 \text{ kN/m}^2$
Nakamura ²⁴⁾	CD	N. D	0.4 \%/min	N. D
Takeuchi ²⁵⁾	\overline{CU}	200 kN/m^2	0.01 \%/min	N. D
Muramoto ²⁶⁾	\overline{CU}	98 kN/m^2	0.1 \%/min	$454 \sim 513 \text{ kN/m}^2$

N. D: None description

(1) 圧密非排水三軸圧縮試験 (\overline{CU} 試験, CU試験)

圧密非排水三軸圧縮試験は、供試体を圧密した後、間隙水の出入りが許されない状態で圧縮する試験であり、間隙水圧増分 δu を測定し、全応力状態と有効応力状態の強度定数を求める \overline{CU} 試験 (JGS 0523) と、間隙水圧増分を測定せず全応力状態の強度定数を求める CU試験 (JGS 0522) がある。

\overline{CU} 試験におけるひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は 0.1 %/min ~ 0.05 %/min が一般的であり、CU試験においては 1 %/min と規定されている。なお、 \overline{CU} 試験では飽和した試料を対象としているため、一般的には背圧 u_b が付与された状態で圧縮がなされており、CU試験でも飽和した試料を対象としているが、 u_b を与えない状態での試験が許されている。

このように、CU試験は間隙水圧の測定をせず、全応力状態の強度定数を求めることを基本としているが、近年では間隙水圧を測定し、全応力と有効応力状態の強度定数を求めることが試みられている²⁷⁾。その要因としては、 \overline{CU} 試験と比較して $\dot{\epsilon}$ が高いため、効率化およびコスト削減を図ることができることによる。ただし、このような試みにあたっては条件の違いが試験結果に及ぼす影響を十分に把握する必要がある、特に試料によってその影響が異なるものと思われる。よって、ここでは試験条件が結果に及ぼす影響を把握する目的で、表-3.5 に示す条件にて試験を実施した。

図-3.25 に軸ひずみ ϵ_a と軸差応力 q 、間隙水圧増分 δu の関係を示す。なお、供試体は相対密度 D_r が 60 % の豊浦砂に、シリカ濃度 C_s が 12 % の酸性系シリカグラウト AS (モル比 $m=3.75$) を使用したサンドゲルであり、サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} は同程度のものである。载荷初期における q は試験条件に依らず圧密応力 σ'_c ごとに同程度となっているが、载荷が進むと同一の σ'_c における最大軸差応力 q_{max} は、 \overline{CU} 試験における値の方が高くなる傾向にある。

そこで、 δu の発生状況に着目すると、CU試験において载荷初期における δu の発生は若干遅れるものの \overline{CU} 試験と同程度のプラス値を示す傾向にある。またその後は、 δu は減少する傾向にあり、 ϵ_a が 7 % 以降において CU試験では δu が 95 kN/m²、 \overline{CU} 試験で 265 kN/m² 程度の一定値となり、その間における q はいずれも一定の値となった。この要因として、真空を基準とする絶対圧力がゼロに到達したためであり、 u_b が大きいほど発生する δu の負圧は大きく、これによって q が増加したと思われる。

図-3.26 に有効応力経路を示す。 $\sigma'_c \leq 100$ kN/m² のケースにおいてその経路は試験条件に関わらず概ね一致する傾向にある。一方、 $\sigma'_c \geq 200$ kN/m² のケースでは、载荷初期における有効応力 p' の低下は \overline{CU} 試験の方が大きくなる傾向にあった。このような傾向は、正規圧密粘土の非排水三軸圧縮試験でも見られるものであり、 $\dot{\epsilon}$ が高いと間隙水圧が不均質に分布していることが指摘されている²⁸⁾。なお、いずれの σ'_c においても限界状態線 CSL は一直線上となる傾向を示した。

図-3.27 は有効応力による Mohr-Coulomb 破壊規準であり、粘着力 c と内部摩擦角 ϕ を最大軸差応力 q_{max} より求めた。有効応力による c' は CU試験のものと比較して \overline{CU} 試験の方が大きく、 ϕ は小さくなる傾向を示した。CSL の直線がほぼ一致していることより、 c' および ϕ が同程度となると予想されたが、これと異なる結果となっている。この要因としては、 \overline{CU} 試験における载荷終盤において有効応力経路が CSL の直線より若干左側にシフトしているためである。

一方、全応力によるものは図-3.28 に示すように、試験方法に依らず ϕ は同程度であり、 c は \overline{CU} 試験の方が大きくなる結果となった。なお、この粘着力の差は最大軸差応力となる時に計測された δu の差と概ね一致することより、 u_b の影響によるものと考えられる。

表-3.5 圧密非排水三軸圧縮試験条件

Test type	Back pressure u_b	Strain rate $\dot{\epsilon}$	Confining pressure σ'_c	Sand gel
$\overline{\text{CU}}$	200 kN/m ²	0.02 %/min	50 kN/m ² , 100 kN/m ²	Toyoura sand, $D_r=60\%$
CU	0 kN/m ²	1.0 %/min	200 kN/m ² , 300 kN/m ²	$C_s=6\%$, Curing day: 21day~28day

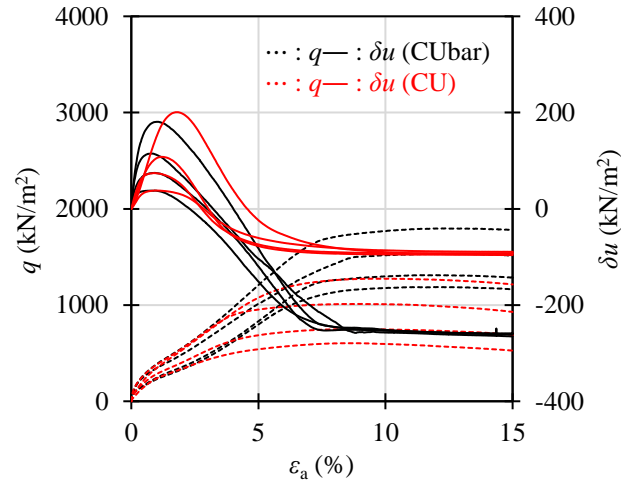


図-3.25 軸ひずみと軸差応力および間隙水圧増分

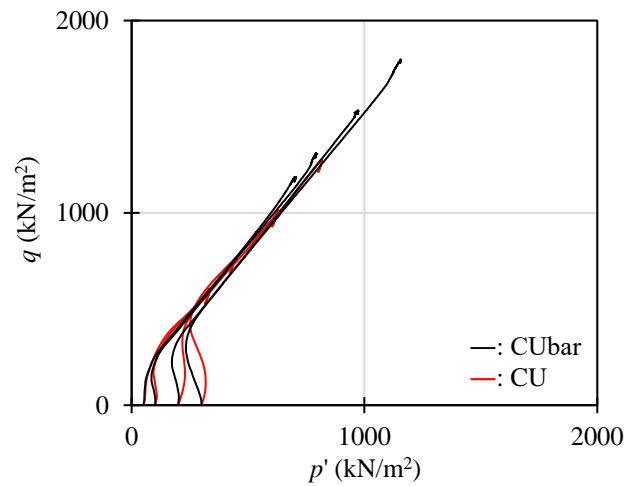


図-3.26 有効応力経路図

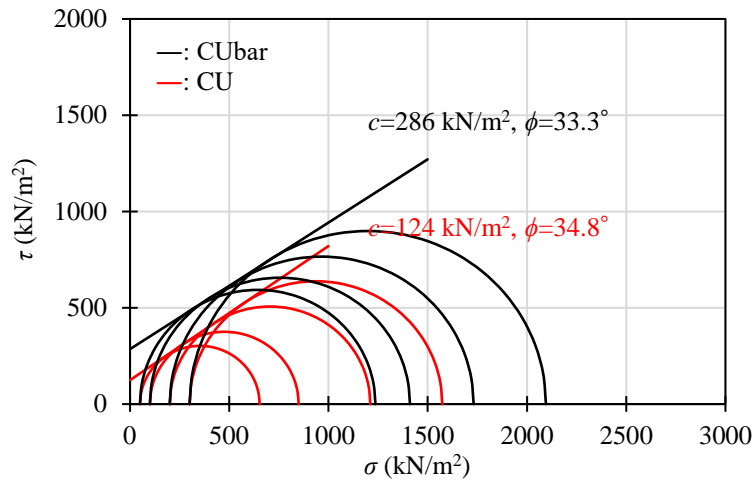


図-3.27 全応力における Mohr-Coulomb の破壊規準

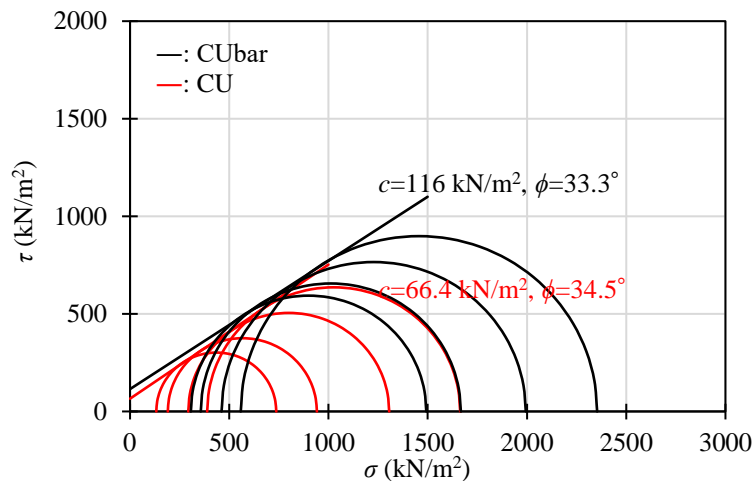


図-3.28 有効応力における Mohr-Coulomb の破壊規準

(2) 背圧の影響

「5.3.1(1) 圧密非排水三軸圧縮試験」の試験結果より背圧 u_b の影響を検討する目的で圧密応力 σ'_c を 100 kN/m^2 の一定とし、 u_b を 100 kN/m^2 、 200 kN/m^2 、 300 kN/m^2 の3段階を与えた条件で $\overline{\text{CU}}$ 試験を実施した。なお、供試体は相対密度 D_r が60%の豊浦砂に、シリカ濃度 C_s が12%の酸性系シリカグラウトAS（モル比 $m=3.75$ ）を使用したサンドゲルであり、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は $0.02 \text{ \%}/\text{min}$ で载荷を行った。

図-3.29 に軸ひずみ ϵ_a と軸差応力 q および間隙水圧増分 δu の関係を示す。 ϵ_a と δu の関係に着目すると、载荷初期において発生する δu の値は、 u_b の大きさに依らず同程度の値となる。また、その後 δu の値は減少に転じるが、 u_b が小さいものほど早い段階で間隙水圧が一定となる傾向にあった。なお、その値は $u_b=100 \text{ kN/m}^2$ で -191 kN/m^2 、 $u_b=200 \text{ kN/m}^2$ で -267 kN/m^2 、 $u_b=300 \text{ kN/m}^2$ では -355 kN/m^2 であり、 u_b が大きい条件ほど、 δu の値は大きな負圧となる傾向を示した。

次に、 ϵ_a と q の関係に着目すると、载荷に伴い q は上昇し、一軸圧縮試験における破壊ひずみ ($\epsilon_{\text{fsg}}=1.1 \text{ \%}$) 付近において q - ϵ_a 曲線に明確な降伏点が確認された。そして、その値は q_{usg} に概ね同程度であるが、 u_b の増加に伴い q が低くなる傾向にある。

その後、 q は再度増加するが、 δu が一定となると同時に q の増加は収束する傾向にあった。なお、 u_b

と q の関係に着目すると q_{\max} は u_b の増加に伴い大きくなる傾向を示すが、一軸圧縮試験における $\varepsilon_{\text{fs}}g$ の ε_a では若干ではあるが u_b の増加に伴い q が小さくなる傾向を示す。なお、図-3.30 はそれぞれの有効応力経路図である。

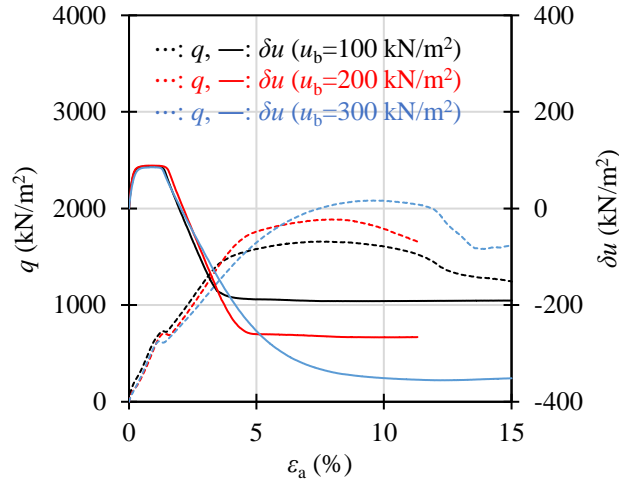


図-3.29 軸ひずみと軸差応力および間隙水圧増分

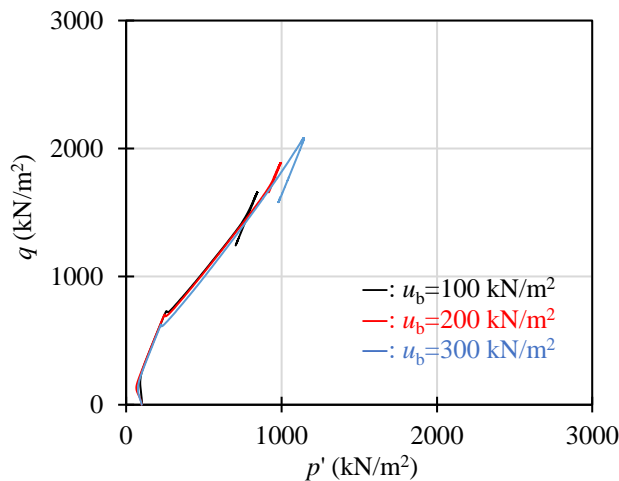


図-3.30 有効応力経路図

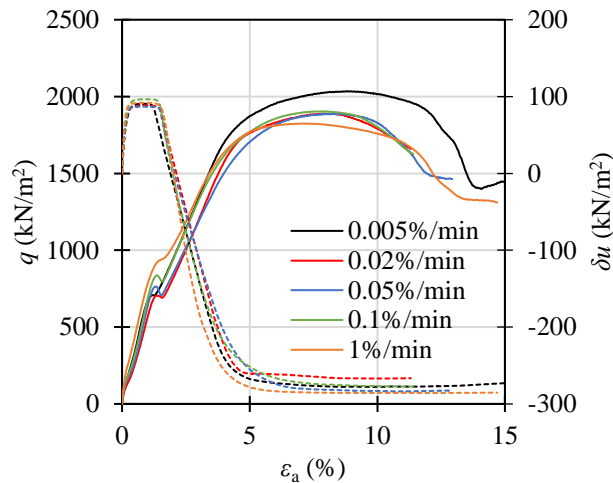
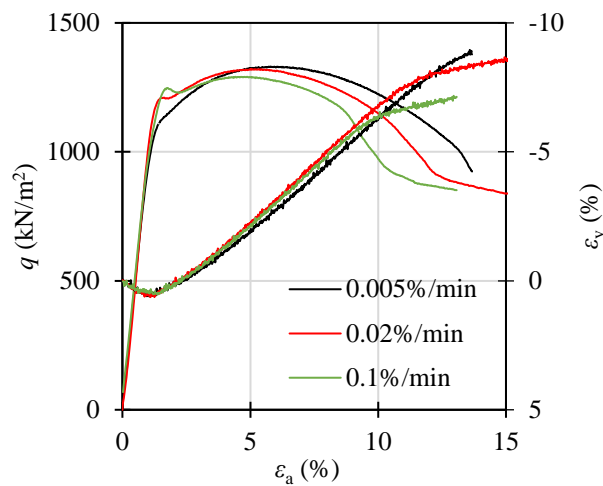
(3) ひずみ速度の影響

一般的に、土質材料はひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ の影響を受けることが知られており、その要因として排水条件²⁹⁾ や粘性土における過圧密比³⁰⁾、岩石においてはひずみレベル³¹⁾などが挙げられている。ここではサンドゲルの $\dot{\varepsilon}$ 依存性を把握する目的で、 $\overline{\text{CU}}$ 試験、CD 試験において $\dot{\varepsilon}$ の異なる条件で試験を実施した。試験に用いた供試体は、相対密度 D_r が 60 % の豊浦砂にシリカ濃度 C_s が 12 % の酸性系シリカグラウト AS (モル比 $m=3.75$) のものを使用し、試験時の条件としては圧密応力 σ'_c が 100 kN/m²、背圧 u_b が 200 kN/m² の条件にて試験を行った。なお、 $\overline{\text{CU}}$ 試験における $\dot{\varepsilon}$ は 1.0 %/min ~ 0.005 %/min で、CD 試験においては 0.1 %/min ~ 0.005 %/min の範囲で試験を実施した。

図-3.31 に試験結果を示す。 $\overline{\text{CU}}$ 試験における軸ひずみ ε_a と間隙水圧増分 δu の関係は $\dot{\varepsilon}$ に関わらず同程

度となる傾向を示した。一方、 ε_a と軸差応力 q の関係は $\dot{\varepsilon}$ が速くなると q が大きくなるものと予測されたが、その傾向は ε_a によって異なり、载荷初期（ $\varepsilon_a=2\%$ 程度まで）においては $\dot{\varepsilon}$ が高いほど q は大きく、载荷中盤に生じる最大軸差応力 q_{\max} は $\dot{\varepsilon}$ が高いほど低くなる傾向を示した。

CD試験では、 ε_a と体積ひずみ ε_v の関係は、 $\varepsilon_a=10\%$ 程度までは $\dot{\varepsilon}$ に関わらず同程度の値を示したが、その後は、 $\dot{\varepsilon}$ が低いものほど ε_v の膨張量は大きくなる傾向を示した。また、 ε_a と q の関係は、 \overline{CU} 試験と同様に载荷初期（ $\varepsilon_a=2\%$ 程度まで）においては $\dot{\varepsilon}$ が高いほど q は大きく、 q_{\max} （载荷中盤）は $\dot{\varepsilon}$ が高いほど低くなる傾向を示した。これらのひずみ速度依存性は田久ら²²⁾の試験結果と同様の挙動である。


 (a) \overline{CU} 試験


(b) CD 試験

図-3.31 ひずみ速度の影響

(4) 試験条件の検討

圧密非排水三軸圧縮試験は $\overline{\text{CU}}$ 試験と CU 試験があるが、サンドゲルの透水係数 k は $10^{-7} \text{ m/sec} \sim 10^{-9} \text{ m/sec}$ ³²⁾⁻³⁴⁾であり、高いひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で試験をした場合、間隙水圧を正確に計測できない可能性がある。よって、本論文では $\overline{\text{CU}}$ 試験にて圧縮試験を実施し、全応力と有効応力状態での変形特性や強度定数を求めることとする。 $\overline{\text{CU}}$ 試験と CD 試験では背圧 u_b を与えた条件にて試験を行う。一般的に u_b は飽和度 S_r を高めることを目的に、 $50 \text{ kN/m}^2 \sim 200 \text{ kN/m}^2$ 程度³⁵⁾とすることが多く、砂質試料の場合ではキャビテーションが生じない様に設定することが望ましいとされている。しかし、サンドゲルの間隙にあるヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} は $10 \text{ kN/m}^2 \sim 200 \text{ kN/m}^2$ であるため、水圧によってヒドロゲルが破壊する恐れがある。よって本論文ではキャビテーションが生じる可能性があるが、 u_b を 200 kN/m^2 とする。

$\overline{\text{CU}}$ 試験における $\dot{\epsilon}$ は、地盤工学会基準³⁵⁾ (JGS 0523) によると、シルト分が多い試料で 0.1 \%/min 程度、粘土分が多い試料では 0.05 \%/min 程度が目安となる。よって未改良砂の $\dot{\epsilon}$ は 0.1 \%/min とする。一方、サンドゲルでは試料に粘土分が含まれていないが、 k が $10^{-7} \text{ m/sec} \sim 10^{-9} \text{ m/sec}$ と粘性土のそれに近い値を示すため、 $\dot{\epsilon}$ を極力遅く設定することが望ましいと思われる。ただし、今回検討した $\dot{\epsilon}$ の範囲において最も低い速度 0.005 \%/min での载荷は効率が低いため、実務的に 0.02 \%/min とする。

CD 試験における $\dot{\epsilon}$ は、地盤工学会基準³⁵⁾ (JGS 0524) によると、軸差応力最大時の軸ひずみを圧密時間で除した値を最速の $\dot{\epsilon}$ とし、かつ 0.5 \%/min 以下とされている。サンドゲルの圧密時間は 10 min 程度、軸差応力最大時の軸ひずみ 6 \%/min 程度であったので、計算値は 0.6 \%/min となり、規定より $\dot{\epsilon}$ は 0.5 \%/min となる。ただし、サンドゲルの透水係数 k は $10^{-7} \text{ m/sec} \sim 10^{-9} \text{ m/sec}$ であり、高い $\dot{\epsilon}$ で試験をした場合、十分に排水できない可能性があるため、 $\dot{\epsilon}$ は 0.005 \%/min とする。なお、UU 試験における $\dot{\epsilon}$ は、地盤工学会基準³⁵⁾ (JGS 0521) に準拠し、 1 \%/min とする。

3.5.3 三軸圧縮試験条件

三軸圧縮試験に用いたサンドゲルの作製条件は表-3.6 に示すように、相対密度 D_r が 60 \% の 3 種類の珪砂にシリカ濃度 C_s が 3 パターンの酸性系シリカグラウト (AS) を注入し作製した。なお、供試体の作製方法は「3.2.2 供試体作製方法」と同様であり、材令は改良強度の経時変化が比較的安定している 21 日～35 日の間に実施した。

また、三軸圧縮試験の試験条件を表-3.7 に示す。飽和を有する三軸試験では、通常 B 値が 0.95 以上で実施されることが基準³⁵⁾であるが、本論文では B 値が 0.90 以上であることを確認したのちに試験を実施している。

これは、供試体作製において極力飽和度を高める目的で真空圧下にて作製を行っているが、完全に飽和した供試体を得られず、若干の気泡を含んだ状態で固化している。注入材により固化した供試体の透水係数 k は $10^{-7} \text{ m/sec} \sim 10^{-9} \text{ m/sec}$ 程度であることより、脱気水の通水で飽和度を上げることが困難なためであり、高い背圧 u_b を与えた場合、間隙中のヒドロゲルが低強度 ($q_{\text{uhg}}=10 \text{ kN/m}^2 \sim 200 \text{ kN/m}^2$) であるため、ヒドロゲルが水圧によって崩壊する恐れがある。

よって、本試験では供試体周面に 5 mm 幅のろ紙を 6 本も受け、上下端のポーラスストーンと管路内を完全に飽和させた。なお、未改良砂では二酸化炭素を注入した後に脱気水を通水し、 B 値が 0.90 以上であることを確認する。

表-3.6 三軸圧縮試験における供試体作製条件

Sand	Relative density D_r	Grout type	Silica concentration C_s	Test type
Toyoura sand	60.0 %	-	0.0 %	\overline{CU} , CD
		AS, $m=3.75$	6.0 %	UU, \overline{CU} , CD
		AS, $m=3.75$	9.0 %	UU, \overline{CU} , CD
		AS, $m=3.75$	12.0 %	UU, \overline{CU} , CD
Silica sand No.6	60.0 %	-	0.0 %	\overline{CU} , CD
		AS, $m=3.75$	6.0 %	UU, \overline{CU} , CD
		AS, $m=3.75$	9.0 %	UU, \overline{CU} , CD
		AS, $m=3.75$	12.0 %	UU, \overline{CU} , CD
Silica sand No.5	60.0 %	-	0.0 %	\overline{CU} , CD
		AS, $m=3.75$	6.0 %	UU, \overline{CU} , CD
		AS, $m=3.75$	9.0 %	UU, \overline{CU} , CD
		AS, $m=3.75$	12.0 %	UU, \overline{CU} , CD

表-3.7 三軸圧縮試験条件

Test type	Specimen	Back pressure u_b	Strain rate $\dot{\epsilon}$	Confining pressure σ_r, σ'_c
UU	Sand gel	-	1.0 %/min	50 kN/m ² ~ 300 kN/m ²
\overline{CU}	Unimproved sand	200 kN/m ²	0.1 %/min	
	Sand gel	200 kN/m ²	0.02 %/min	
CD	Unimproved sand	200 kN/m ²	0.1 %/min	
	Sand gel	200 kN/m ²	0.005 %/min	

3.5.4 UU 試験結果

(1) 破壊形状と応力-ひずみ曲線の関係

写真-3.6 は相対密度 D_r が 60 % の珪砂 5 号，シリカ濃度 C_s が 6 % のサンドゲルの UU 試験における破壊形状であるが，砂の種類や C_s ，セル圧 σ_r に依らず，いずれも破壊形状は樽型となり，複数のすべり線が観察された。

図-3.32 に UU 試験における軸差応力 q -ひずみ ϵ_a 曲線の一例を示す．なお，同図には一軸圧縮試験の結果も併記してある．载荷初期における q - ϵ_a 曲線は，試験方法やセル圧 σ_r に関わらずほぼ同一の曲線上にある．また，サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{ugs} が高く（豊浦砂， $D_r=60\%$ ， $C_s=12\%$ ） σ_r が低い条件では，一軸圧縮試験における破壊ひずみ ϵ_{fsg} と同程度のレベルにおいて明確な降伏点が現れ，その値は q_{usg} に近い．一方， q_{ugs} が低い砂（珪砂 5 号， $D_r=60\%$ ， $C_s=6\%$ ）では，一軸圧縮試験における ϵ_{fsg} より若干大きなひずみレベルにおいて応力ひずみ曲線が緩やかに降伏する傾向にある．なお，いずれのサンドゲルにおいても一軸圧縮試験では脆性的に降伏するのに対し，UU 試験では再度 q が増加するひずみ硬化挙

動を示す傾向にあり，その増加割合は拘束圧が大きいものほど高くなる．

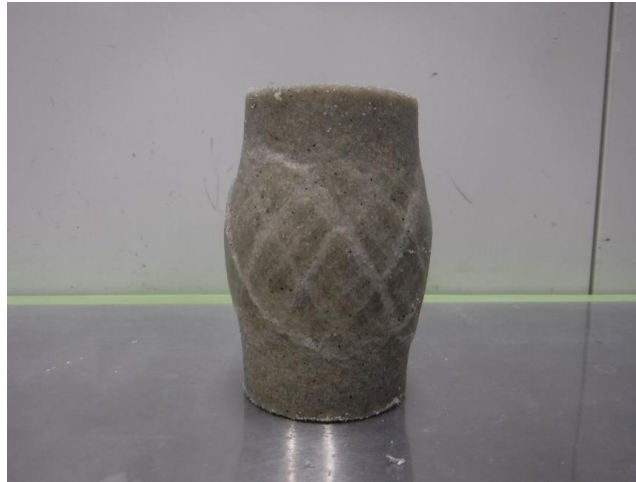
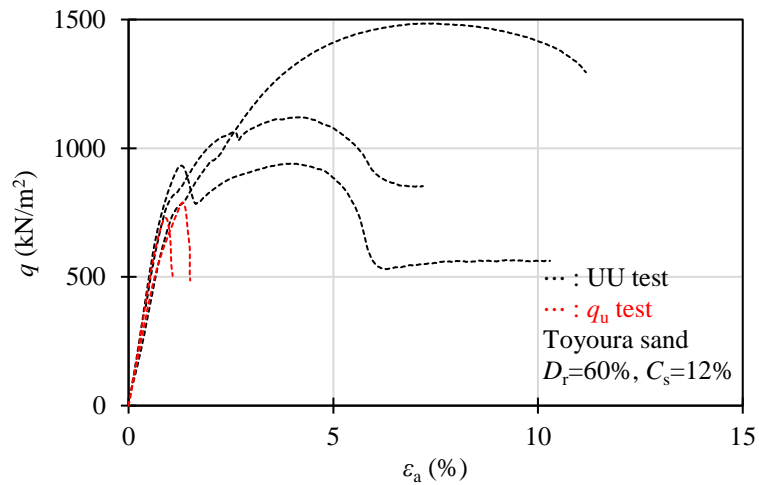
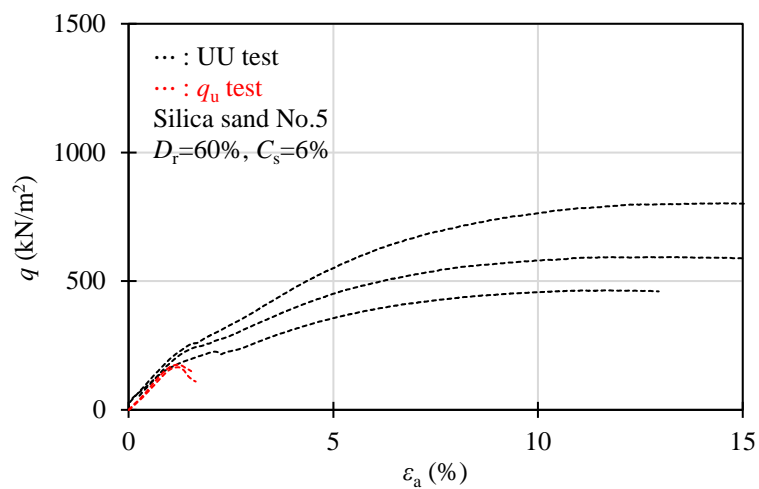


写真-3.6 UU 試験における破壊形状（珪砂 5 号， $D_r=60\%$ ， $C_s=6\%$ ）



(a) 豊浦砂， $D_r=60\%$ ， $C_s=12\%$



(b) 珪砂 5 号， $D_r=60\%$ ， $C_s=6\%$

図-3.32 UU 試験における応力ひずみ曲線

(2) 内部摩擦角と粘着力について

表-3.8 は最大軸差応力から Mohr-Coulomb の破壊規準により求めた粘着力 c_u と内部摩擦角 ϕ_u である。 c_u はいずれの試料においてもシリカ濃度 C_s の増加に伴い大きくなり、 ϕ_u も一部で逆転しているものもあるが、 C_s の増加に伴い大きくなる傾向を示す。

また、UU 試験より得られた強度定数（粘着力 c_u 、内部摩擦角 ϕ_u ）と式(3.12)を用いて一軸圧縮強さを算定 q_{usgc} した値と一軸圧縮試験（UC test）における実測値 q_{usg} を図-3.33 に示す。

$$q_u = 2c \times \tan\left(45 + \frac{\phi}{2}\right) \quad (3.12)$$

豊浦砂では q_{usg} と q_{usgc} はおおむね一致するものの、珪砂 6 号、珪砂 5 号の q_{usgc} は q_{usg} より大きな値を示す結果となった。森・田村^{18),19)}は、ヒドロゲルの強度が小さい場合、ゲルの粘着力成分よりも負圧に基づく摩擦抵抗の影響が大きくなるため、UU 試験より得られる粘着力は一軸圧縮試験より得られる粘着力より大きくなるとしている。これに対し森川⁹⁾は、ヒドロゲルの一軸圧縮強さや脆性度、砂の種類によって傾向が異なるとしている。

本試験結果より、 q_{usg} と q_{usgc} の関係について考察すると、森・田村^{18),19)}が指摘するように負圧に基づく摩擦抵抗のほか、 ϕ_u の増加による影響と考えられる。負圧に関しては、UU 試験より得られる c_u と ϕ_u は一軸圧縮試験における破壊ひずみ ε_{fsg} より大きなひずみレベルの q_{max} から求めている。この様な場合、UU 試験では δu を測定していないが、図-3.25 で示したように負圧（ δu のマイナス値）が生じ、見かけの拘束圧が上昇することにより高いせん断強度を発揮する。よって、 c_u には負圧の成分を含むため、過大評価となり q_{usgc} は q_{usg} より大きな値を示す結果となる。

また、 ϕ_u の増加の影響とは、未改良砂の様な粒状体がせん断変形を受けると、密に堆積した条件では砂粒子が回転しながら隣り合う粒子を乗り越えようとし、緩く堆積した条件では砂粒子が回転しながら粒子間に落ち込む現象が生じる。これに対して、サンドゲルでは粒子表面にヒドロゲルが付着しているため、回転運動が生じ難くなることや、間隙がヒドロゲルで塞がれているためダイレイタンス特性が改善され、 ϕ_u が大きくなるものと思われる。そして、この影響はヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} が高いものほど顕著となるため、 C_s と共に ϕ_u が増加したものと考えられる。この様な傾向について、森・田村^{18),19)}はダイレイタンス係数に着目し、同様の見解を示している。

表-3.8 UU 試験結果の一覧

Sand	Silica concentration C_s	UC test	UU test		
		q_{usg}	ϕ	c	q_{usgc}
Toyoura sand	6.0 %	420 kN/m ²	39.8°	93.4 kN/m ²	398 kN/m ²
	9.0 %	610 kN/m ²	35.9°	124 kN/m ²	486 kN/m ²
	12.0 %	759 kN/m ²	40.2°	176 kN/m ²	757 kN/m ²
Silica sand No.6	6.0 %	252 kN/m ²	30.8°	126 kN/m ²	443 kN/m ²
	9.0 %	364 kN/m ²	31.7°	139 kN/m ²	497 kN/m ²
	12.0 %	569 kN/m ²	35.9°	160 kN/m ²	627 kN/m ²
Silica sand No.5	6.0 %	175 kN/m ²	31.9°	99.8 kN/m ²	359 kN/m ²
	9.0 %	272 kN/m ²	30.8°	144 kN/m ²	505 kN/m ²
	12.0 %	412 kN/m ²	36.9°	154 kN/m ²	615 kN/m ²

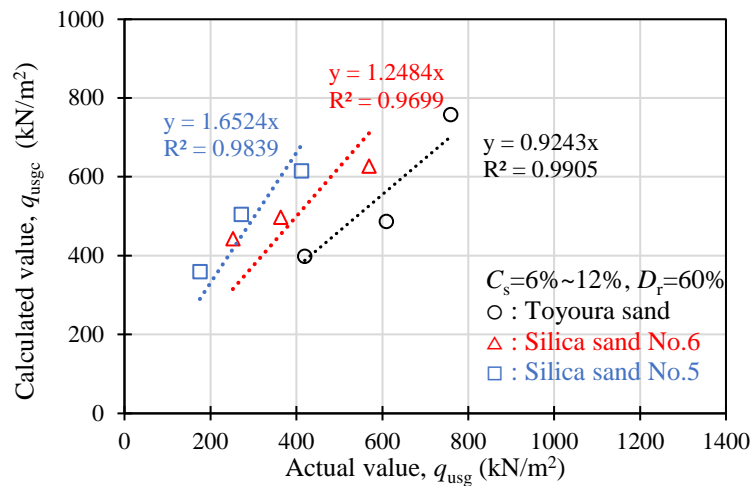


図-3.33 一軸圧縮強さの実測値と換算値 (UU 試験)

3.5.5 CU 試験結果

(1) 破壊形状と応力-ひずみ曲線の関係

写真-3.7 は相対密度 D_r が 60 % の珪砂 5 号，シリカ濃度 C_s が 6 % のサンドゲルの CU 試験における破壊形状であるが，砂の種類や C_s ，圧密応力 σ'_c に依らず，いずれも破壊形状は樽型となり，明確なすべり線は観察することができなかった。

図-3.34 に CU 試験の一例として， σ'_c が 100 kN/m² の条件にて実施した D_r が 60 % の豊浦砂， C_s が 12 % のサンドゲルの結果を示す。また，载荷に伴う軸差応力 q と間隙水压増分 δu の傾向と有効応力経路に関する特徴について以下にまとめる。なお，箇条番号は図中の数字に対応するものである。

1. 载荷に伴い q と δu が増加する。これによって平均有効主応力 p' が低下し， $p' : q = 1 : 3$ の Tension cut off line (TCL) に接する。
2. 有効応力経路は TCL に沿って q が増加し， δu は最大値の状態 で一定となる。
3. δu が最大値から減少傾向となる。

4. q -軸ひずみ ε_a 曲線に明確な降伏点が現れその後、再び q が増加する。なお、この時の ε_a は一軸圧縮試験における破壊ひずみ ε_{fsg} に、 q は q_{usg} に概ね一致するか、わずかに大きくなる傾向を示す。そして、有効応力経路は限界状態線 (CSL) に沿って q が増加する。
5. キャビテーションが発生する。
6. δu はキャビテーションが生じたまま最大軸差応力 q_{max} となる。これによって有効応力経路は 4 ~ 5 の CSL より右側に反り上がる。
7. q は最大値を示した後、未改良砂の CSL に漸近する。

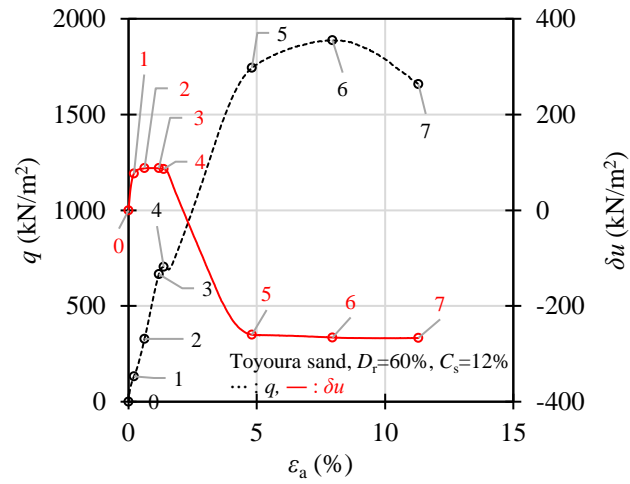
以上の傾向は、 q_{usg} が高い条件や σ'_c が低い条件で見られ、類似の破壊挙動を示すものとしては、堆積岩³⁶⁾やセメント混合処理土³⁷⁾、懸濁型注入材による改良土³⁸⁾などがある。なお、有効応力経路が TCL に沿って q が増加した後、一度降伏しているが、これは最小主応力が 0 kN/m² の状態にて引張の状態にて破壊に至る³⁷⁾とされている。

なお、 q_{usg} が低い条件や σ'_c が高い条件での一例として、図-3.35 に σ'_c が 200 kN/m² の条件にて実施した D_r が 60 %の珪砂 5 号、 C_s が 6 %のものを示す。このような条件では、軸圧縮過程における q の明確な降伏点や、载荷初期における δu がプラス値で一定状態となる現象、TCL への接触などはなく、CSL に沿って破壊する傾向を示す。

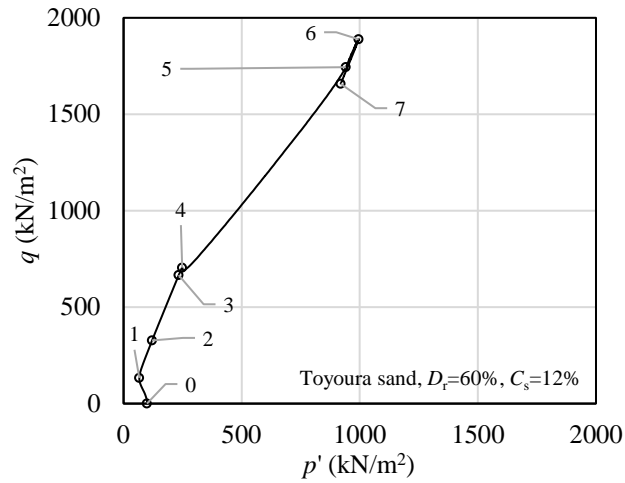
図-3.36 は珪砂 6 号の未改良砂とサンドゲルの σ'_c が 100 kN/m² における \overline{CU} 試験の結果である。サンドゲルの q は ε_a に関わらず未改良砂と比較して大きな値となり、 C_s が高いものほど大きくなる傾向を示している。その結果、同一の p' におけるサンドゲルの q は c が付与されているため、未改良砂より上方にプロットされており、 ϕ は大きく変わらないように見受けられる。このような傾向は大島ら³⁹⁾の結果でも示されている。



写真-3.7 \overline{CU} 試験における破壊形状 (珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$)

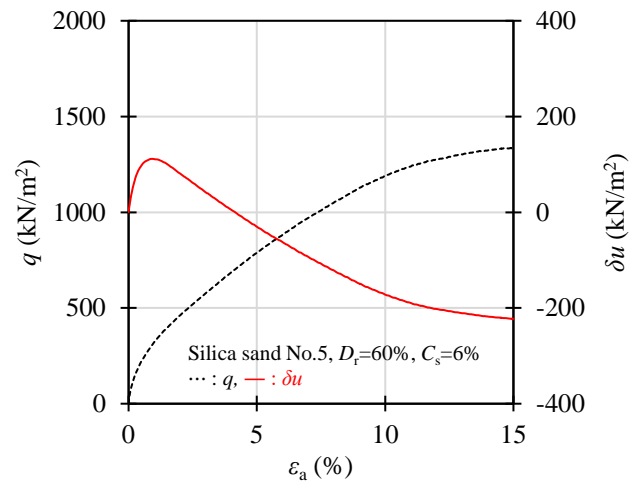


(a) 軸ひずみと軸差応力・間隙水圧増分

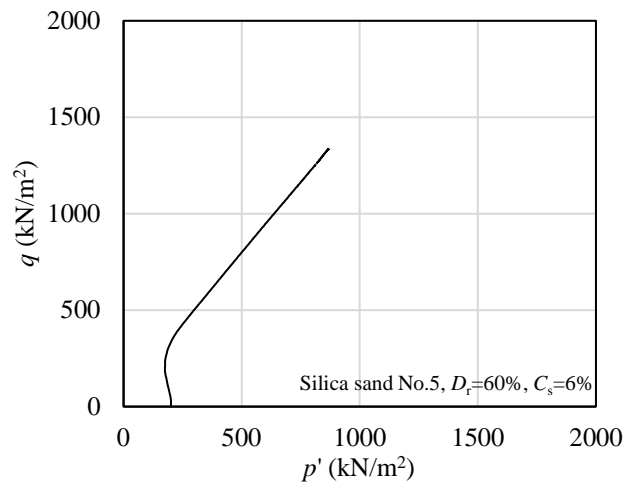


(b) 有効応力経路図

図-3.34 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, $\sigma'_c=100 \text{ kN/m}^2$ におけるCU試験結果

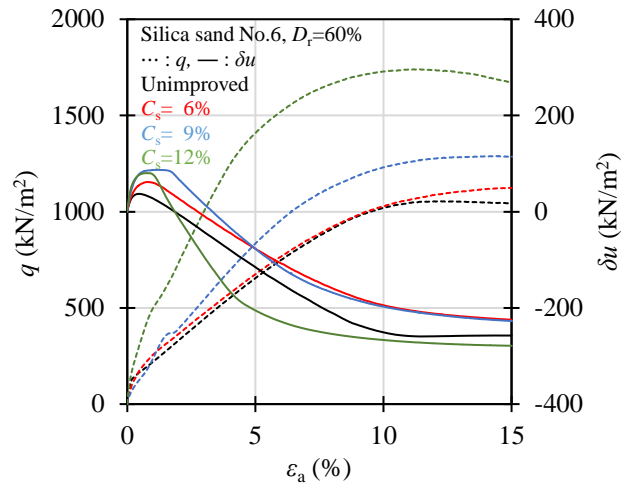


(a) 軸ひずみと軸差応力・間隙水压増分

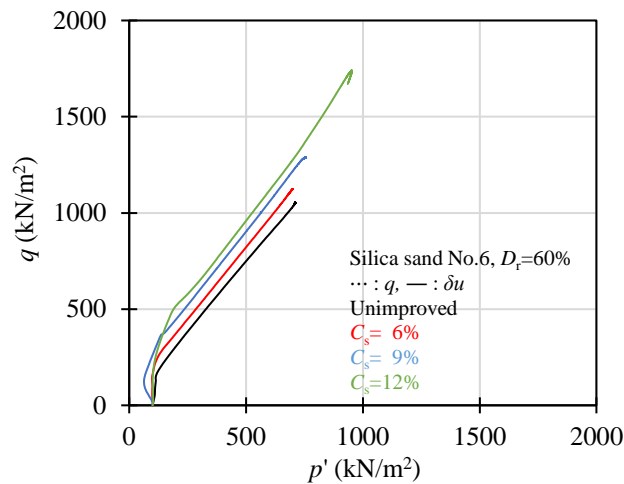


(b) 有効応力経路図

図-3.35 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, $\sigma'_c=200 \text{ kN/m}^2$ におけるCU試験結果



(a) 軸ひずみと軸差応力・間隙水圧増分



(b) 有効応力経路図

 図-3.36 珪砂6号（未改良砂・サンドゲル）の \overline{CU} 試験結果（ $\sigma'_c=100 \text{ kN/m}^2$ ）

(2) 内部摩擦角と粘着力について

図-3.36(b)に示したようにサンドゲルの内部摩擦角 ϕ は未改良砂のものと変わらず、粘着力 c' のみが付与されているように見受けられる。しかし、最大軸差応力 q_{\max} から c' と ϕ を算出すると、表-3.9に示すように ϕ はシリカ濃度 C_s によって異なり、いずれの試料においても C_s が6%では未改良の ϕ より低く、 C_s が9%では未改良の ϕ に等しく、 C_s が12%では未改良の ϕ より高くなる傾向を示した。また、一般的にサンドゲルは ϕ が変わらず c' のみが付与すると言われている¹⁷⁾ことより、サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} の増加に対し c' が一定の割合で増加するものと思われたが、実際は異なる結果となっている。そしてこの結果より、 c' と ϕ から算出した一軸圧縮強さの算定値 q_{usgc} と実測値 q_{usg} を比較すると、図-3.37に示すように特に低強度では過大評価となり、相関性が低い結果となっている。

この要因としては、サンドゲルの一軸圧縮試験（UC test）における破壊ひずみ ε_{fsg} は図-3.15に示したように、 C_s が6%で1.1%～1.5%、 C_s が9%で1.0%～1.5%、 C_s が12%で0.8%～1.3%であるが、 \overline{CU} 試験における ε_f または q_{\max} となる軸ひずみ ε_a は C_s や圧密応力 σ'_c に関わらず一軸圧縮試験における ε_{fsg}

と比較して非常に大きい。しかし、 $\overline{\text{CU}}$ 試験の q - ε_a 曲線において、一軸圧縮試験における ε_{fsg} , q_{usg} 付近にて曲線に明確な降伏点を確認されたことより、この時点で破壊がすでに生じているものと思われる。ただし、荷重を進めると δu が負圧となるため、これが p' を増加させることにより、 q が再び増加する。

なお、ヒドロゲルの一軸圧縮試験における破壊ひずみ ε_{fhg} は C_s が 6 % で 6 % 程度、 C_s が 9 % で 4 % 程度、 C_s が 12 % で 3 % 程度であり、いずれも脆性的に破壊する。これより、 $\overline{\text{CU}}$ 試験における応力ひずみ曲線の降伏点において間隙中のヒドロゲルの構造はある程度破壊しているものと思われるが、ヒドロゲルは拘束かつ非排水条件の下では、疑塑性流体のような挙動をしているため、見かけの粘着力が生じているものと思われる。このことは、図-3.31 で示したように、ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ が高いほど q_{max} が低下することからも推察される。

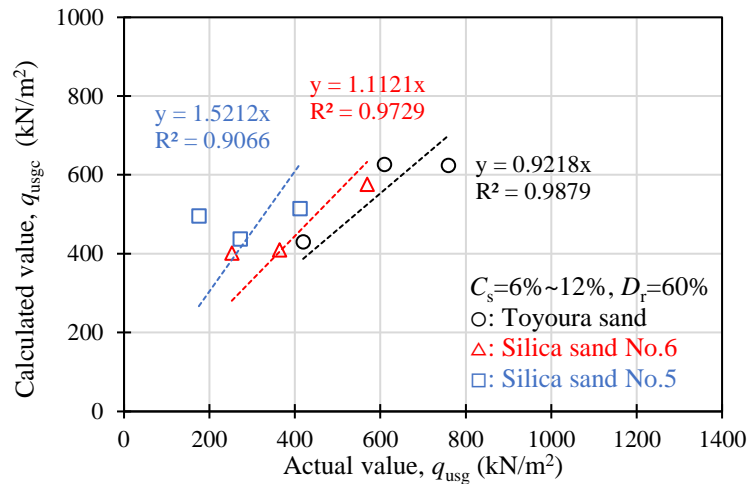
Krizek et al.⁴⁰⁾ はサンドゲルの UU 試験を行い、荷重過程における粘着力と内部摩擦角の発現傾向について検討を行った。その結果、荷重初期においてサンドゲルの粘着力は大きく発揮され、ピークを示した後、低下する傾向を示す。一方、内部摩擦角は粘着力がピークとなるまで大きく増加し、粘着力の低下以降もわずかに増加するか、一定値となる傾向を示している。

$\overline{\text{CU}}$ 試験においても上記の影響が想定されるため、 ε_a のレベルごとに ϕ' と c' を求めた。図-3.38(a) は D_r が 60 % の珪砂 5 号に C_s が 6 % の注入材を用いたサンドゲルの荷重過程における ϕ' と c' の変化である。なお、このサンドゲルの一軸圧縮試験における q_{usg} は 170 kN/m² であり、 ε_{fsg} は 1.2 % である。 c' は ε_a が ε_{fsg} と同程度となるまで大きく増加する傾向を示し、その後、増加の割合は低くなる傾向を示す。しかし、図-3.35 に示したように荷重に伴い δu が負圧となると、 c' が再び増加する傾向にあり、 ε_a が 10 % 程度で最大となる。

一方、図-3.38(b) は D_r が 60 % の豊浦砂に C_s が 12 % の注入材を用いたサンドゲルの結果であり、一軸圧縮試験における q_{usg} が 759 kN/m², ε_{fsg} が 1.1 % のものである。 q_{usg} が高い場合、 c' は ε_{fsg} 付近で最大となり、 ε_a が 12.0 % 以上では完全に消失する傾向を示した。なお、いずれのケースにおいても ϕ' は ε_f 付近で一度大きく増加したのち、低下するが、荷重が進むにつれ再び大きくなる傾向を示した。

表-3.9 \overline{CU} 試験結果の一覧

Sand	Silica concentration C_s	UC test	\overline{CU} test		
		q_{usg}	ϕ'	c'	q_{usgc}
Toyoura sand	0.0 %	-	35.0°	-	-
	6.0 %	420 kN/m ²	33.3°	116 kN/m ²	430 kN/m ²
	9.0 %	610 kN/m ²	35.4°	162 kN/m ²	626 kN/m ²
	12.0 %	759 kN/m ²	38.4°	151 kN/m ²	624 kN/m ²
Silica sand No.6	0.0 %	-	35.7°	-	-
	6.0 %	252 kN/m ²	31.5°	113 kN/m ²	402 kN/m ²
	9.0 %	364 kN/m ²	35.2°	106 kN/m ²	409 kN/m ²
	12.0 %	569 kN/m ²	37.0°	144 kN/m ²	576 kN/m ²
Silica sand No.5	0.0 %	-	35.0°	-	-
	6.0 %	175 kN/m ²	29.9°	143 kN/m ²	495 kN/m ²
	9.0 %	272 kN/m ²	34.2°	116 kN/m ²	437 kN/m ²
	12.0 %	412 kN/m ²	36.1°	131 kN/m ²	514 kN/m ²


 図-3.37 一軸圧縮強さの実測値と換算値 (\overline{CU} 試験)

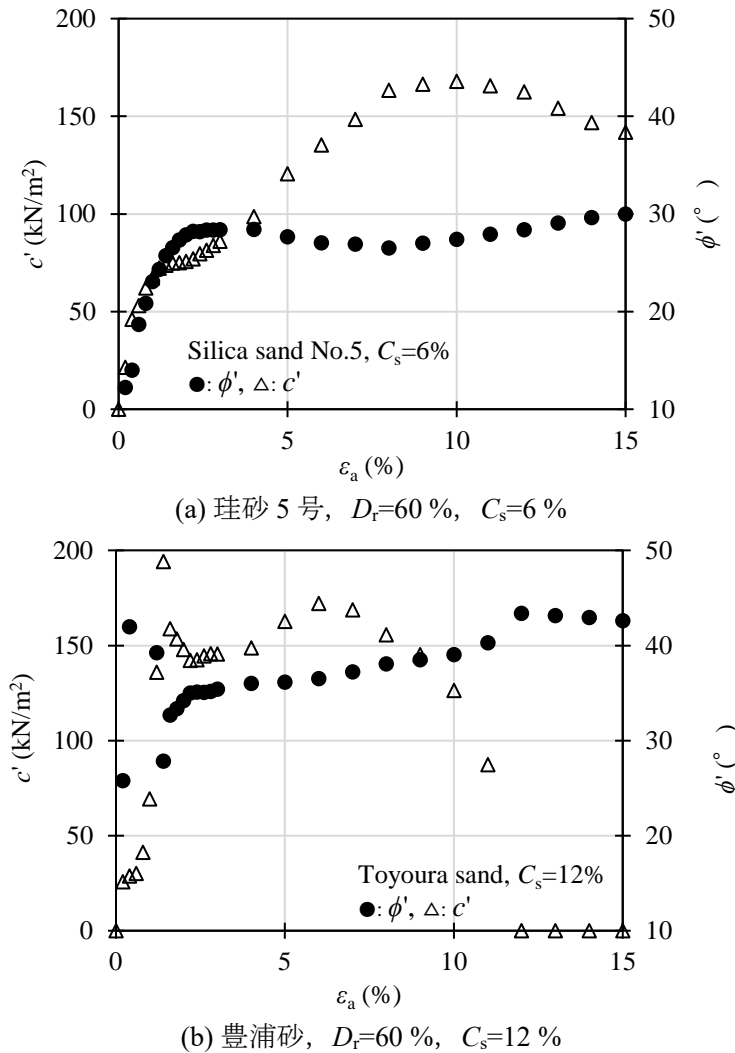


図-3.38 CU試験における粘着力および内部摩擦角の軸ひずみ依存性

3.5.6 CD 試験結果

(1) 破壊形状と応力-ひずみ曲線の関係

写真-3.8 は CD 試験における相対密度 D_r が 60 % の珪砂 5 号, シリカ濃度 C_s が 6 % のサンドゲルの破壊形状であるが, 砂の種類や C_s , 圧密応力 σ'_c に依らず, いずれも破壊形状は樽型となり, 数本のすべり線が観察された.

図-3.39 に CD 試験の一例としてサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} が大きな供試体 (豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$) の結果を示す. σ'_c が低い条件における载荷初期の応力 q -ひずみ ϵ_a 曲線は一軸圧縮強試験のそれと類似する傾向を示した. ただし, 一軸圧縮試験におけるその後の挙動は降伏するのに対し, CD 試験では q を保つ粘りのある挙動を示し, 再び q が大きく低下する. 一方, σ'_c が高い場合では, 载荷初期の線形の傾きが大きくなり, q_{usg} 付近での明確な降伏点はみられないものの, 線形挙動から降伏する. なお, 载荷初期の体積ひずみ ϵ_v は同程度であるが, ϵ_a が 5 % 付近では σ'_c が低いもののほど大きな体積膨張を示した.

図-3.40 に q_{usg} が低いサンドゲルの CD 試験の結果として, D_r が 60 % の珪砂 5 号, C_s が 6 % のものを

示す。载荷初期における q - ε_a 曲線は、 σ'_c の増加に伴い、その勾配は大きくなる傾向を示す。そして、载荷が進むと明確な降伏点が現れずに緩やかに塑性変形する。また、 ε_v はバラツキがあるものの、载荷初期における ε_v の減少率は同程度であり、载荷中盤から終盤にかけての ε_v は、 σ'_c が低いものほど大きな体積膨張を示した。なお、 q_{usg} の大きさに関わらず q が降伏するときの ε_v は膨張傾向にあり、これよりサンドゲルは砂粒子が引張の状態にて破壊に至ることが要因の一つに挙げられる。

図-3.41 は σ'_c が 100 kN/m^2 における珪砂 6 号の未改良砂とサンドゲルの CD 試験結果である。サンドゲルの q は未改良砂と比較して大きくなり、その割合は C_s が高いものほど大きくなっている。また、 ε_v に着目すると、サンドゲルの膨張量は q と同様に未改良砂より大きく、 C_s が高いものほど大きくなっている。よって、ダイレイタンシー係数 ($\delta\varepsilon_v/\delta\varepsilon_a$) が増加していることより、サンドゲルの内部摩擦角 ϕ_d が大きくなることが予測できる。



写真-3.8 CD 試験における破壊形状（珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$ ）

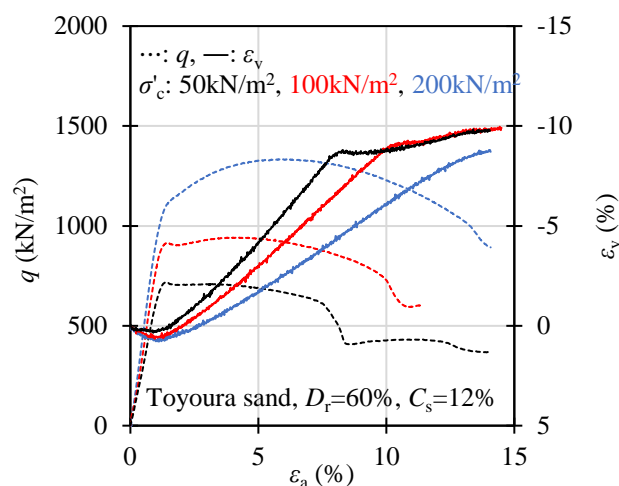
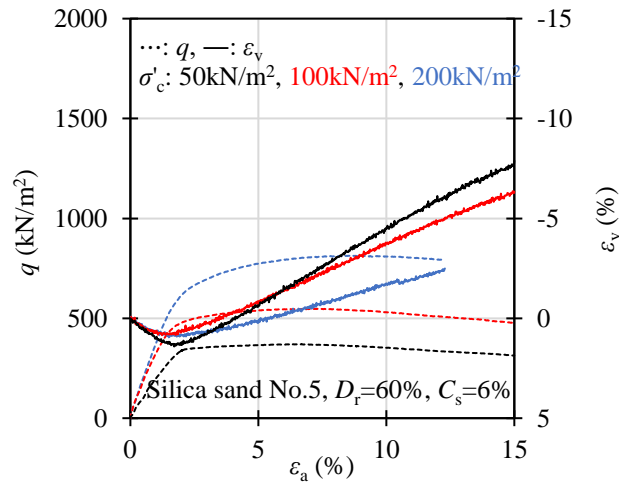
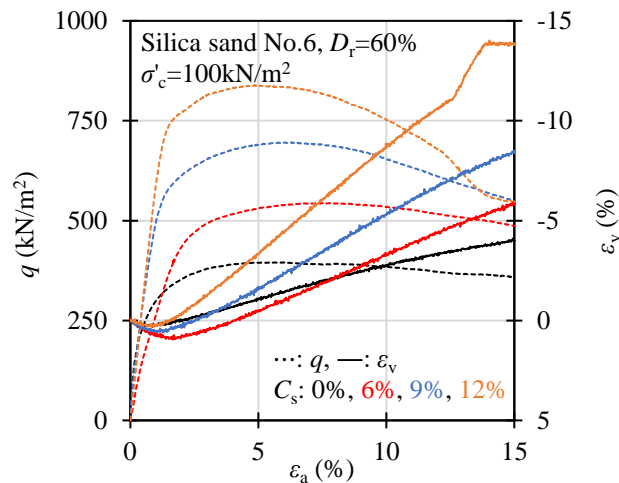


図-3.39 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$ における CD 試験結果


 図-3.40 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$ におけるCD試験結果

 図-3.41 珪砂6号（未改良砂・サンドゲル）CD試験結果 ($\sigma'_c=100\text{ kN/m}^2$)

(2) 内部摩擦角と粘着力について

表-3.10 に最大軸差応力 q_{\max} から得られた粘着力 c_d と内部摩擦角 ϕ_d の一覧を示す。CU試験ではサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} の増加に対して粘着力 c' の増加割合が一定とならない傾向にあったが、CD試験では一定に c_d が増加する傾向にある。ただし、 ϕ_d はCU試験の結果における内部摩擦角 ϕ と同様に、シリカ濃度 C_s が6%では未改良の ϕ_d より低く、 C_s が9%では未改良の ϕ_d に等しく、 C_s が12%では未改良の ϕ_d より高くなる傾向を示した。

図-3.42 は一軸圧縮強さの実測値 q_{usg} とCD試験から得られた ϕ_d と c_d より算出した換算一軸圧縮強さ q_{usgc} の関係である。UU試験やCU試験から得られた c と ϕ を用いた q_{usgc} は、 q_{usg} が小さい条件では過大評価する傾向にあり、全体的には q_{usgc} と q_{usg} の相関性が低い（決定係数 R^2 が低い）傾向にあった。一方、CD試験における q_{usgc} と q_{usg} の関係は、相関性が高い傾向にあるが、粒径が小さい条件、あるいは q_{usg} が高い条件では過小評価する傾向にある。

これは、図-3.39、図-3.40 に示したように、 q_{usg} が大きい場合、圧密応力 σ'_c が低い条件では、一軸圧縮試験における破壊ひずみ ε_{fsg} 付近で軸差応力 q が最大値となり、 σ'_c が高い条件では q が最大値となる軸ひずみ ε_a は7%付近となる。また、 q_{usg} が小さい場合、 σ'_c に関わらず q が最大値となる ε_a は7%付近

となる。その結果、 q_{usg} で正規化された σ'_c と最大軸差応力 q_{max} の関係は図-3.43 に示すように、 q_{usg} が 420 kN/m^2 以上のサンドゲルは σ'_c/q_{usg} が $0.03 \sim 0.12$ 以下において q_{max}/q_u の値は 1.0 程度となり、 σ'_c に関わらず q_{usg} と同程度の q_{max} が期待できる。また、それ以上の σ'_c/q_{usg} では一定の割合で $q_{\text{max}}/q_{\text{usg}}$ が増加する傾向にある。

一方、 q_{usg} が 420 kN/m^2 以下のサンドゲルでは σ'_c/q_{usg} に関わらず、 $q_{\text{max}}/q_{\text{usg}}$ は一定の割合で増加する傾向にある。このように q_{usg} が高く、 σ'_c が低い条件では、 c_d と ϕ_d から算出した q_{usgc} は q_{usg} と比較して低い値となっている。なお、このような傾向は、セメント系固化材を用いた改良土で見られる現象であり、小林・龍岡の試験結果⁴¹⁾では q_{max}/q_u の値が 1.0 となる σ'_c/q_{usg} は 0.7 以下、片桐らの試験結果⁴²⁾では 0.5 以下であり、本試験結果より大きな値となっている。この違いは、固化材の種類が違ってもあるが、本試験では母材として内部摩擦角が大きい砂を使用しているのに対し、小林・龍岡や片桐らは母材として粘性土を使用していることによるものと思われる。

図-3.44 は q_{usg} と改良に伴う内部摩擦角の増減比 $\phi_{\text{dsg}}/\phi_{\text{ds}}$ であり、 ϕ_{dsg} はサンドゲルの内部摩擦角、 ϕ_{ds} は未改良砂の内部摩擦角である。なお、 $\phi_{\text{dsg}}/\phi_{\text{ds}}$ が 1 以下の時、内部摩擦角は改良によって低下したことを表し、 1 以上の時は改良によって増加したことを表す。 $\phi_{\text{dsg}}/\phi_{\text{ds}}$ は q_{usg} が低い条件では 1 以下となる傾向を示し、 q_{usg} の増加に伴い大きくなる傾向を示した。これは、サンドゲルの c 、 ϕ は ε_a や σ'_c 、ヒドロゲルの強度がサンドゲルのダイレイタンス特性に影響を及ぼしているものと思われる。

CD 試験におけるひずみ依存性を確認する目的で、図-3.45 に ε_a ごとの c_{dsg} と ϕ_{dsg} を求めた。CU 試験では図-3.38 に示したように q_{usg} の大きさによって ε_a に対する c'_{sg} と ϕ'_{sg} の発現が異なる傾向を示したが、CD 試験においては、 q_{usg} に関わらず一軸圧縮試験における ε_{fsg} と等価な ε_a において c_{dsg} が最大となり、 ϕ_{dsg} は ε_a が 5% 程度まで大きく増加したのち、その割合は低くなる傾向を示した。

表-3.10 CD 試験結果の一覧

Sand	Silica concentration C_s	UC test	CD test		
		q_{usg}	ϕ_d	c_d	q_{usgc}
Toyoura sand	0.0 %	-	37.6°	-	-
	6.0 %	420 kN/m ²	36.3°	71.4 kN/m ²	282 kN/m ²
	9.0 %	610 kN/m ²	39.6°	83.5 kN/m ²	355 kN/m ²
	12.0 %	759 kN/m ²	41.4°	125 kN/m ²	552 kN/m ²
Silica sand No.6	0.0 %	-	39.0°	-	-
	6.0 %	252 kN/m ²	37.4°	55.7 kN/m ²	225 kN/m ²
	9.0 %	364 kN/m ²	37.6°	93.6 kN/m ²	381 kN/m ²
	12.0 %	569 kN/m ²	41.1°	105 kN/m ²	460 kN/m ²
Silica sand No.5	0.0 %	-	39.2°	-	-
	6.0 %	175 kN/m ²	36.4°	59.5 kN/m ²	236 kN/m ²
	9.0 %	272 kN/m ²	39.6°	74.5 kN/m ²	316 kN/m ²
	12.0 %	412 kN/m ²	38.7°	108 kN/m ²	451 kN/m ²

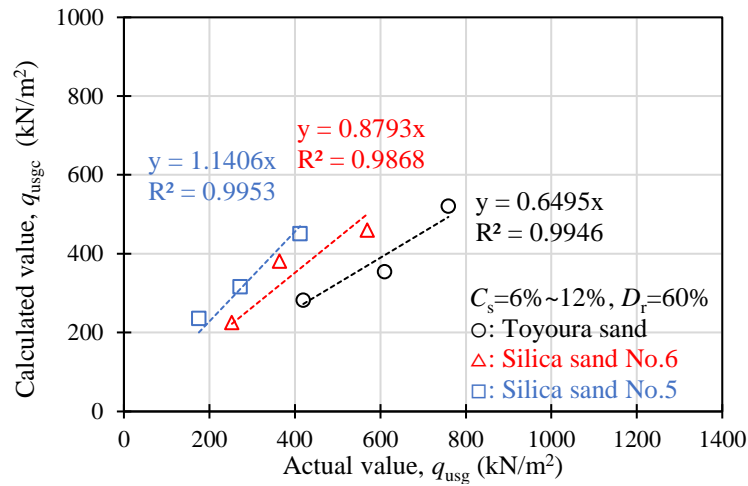


図-3.42 一軸圧縮強さの実測値と換算値 (CD 試験)

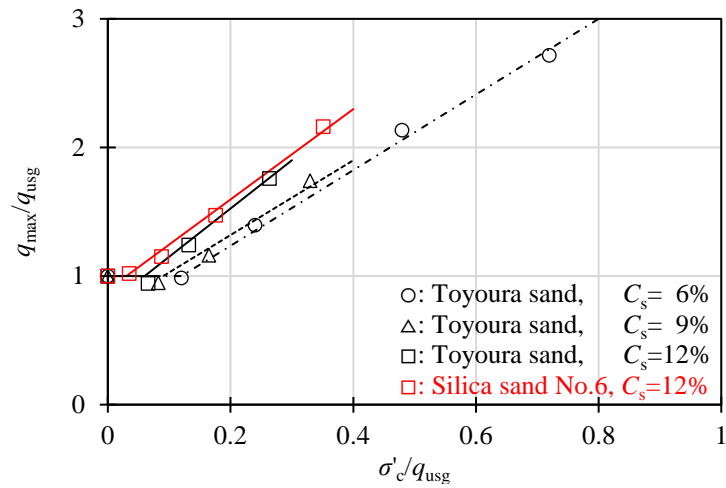
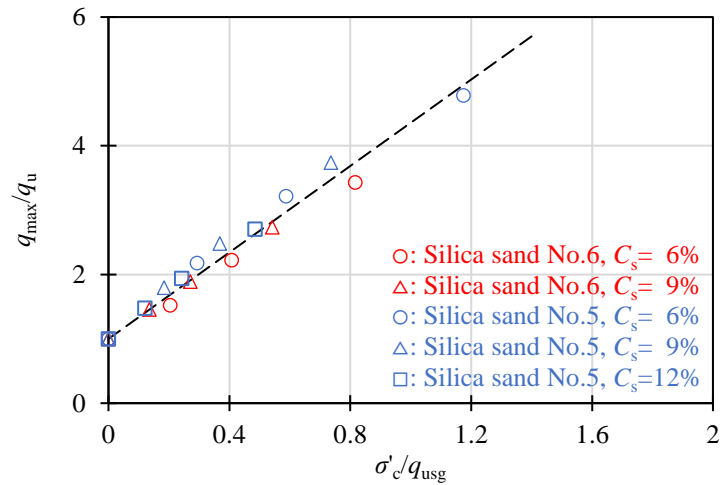

 (a) 一軸圧縮強さが 420 kN/m² 以上のサンドゲル

 (b) 一軸圧縮強さが 420 kN/m² 以下のサンドゲル

図-3.43 一軸圧縮強さで正規化された圧密圧力と最大軸差応力

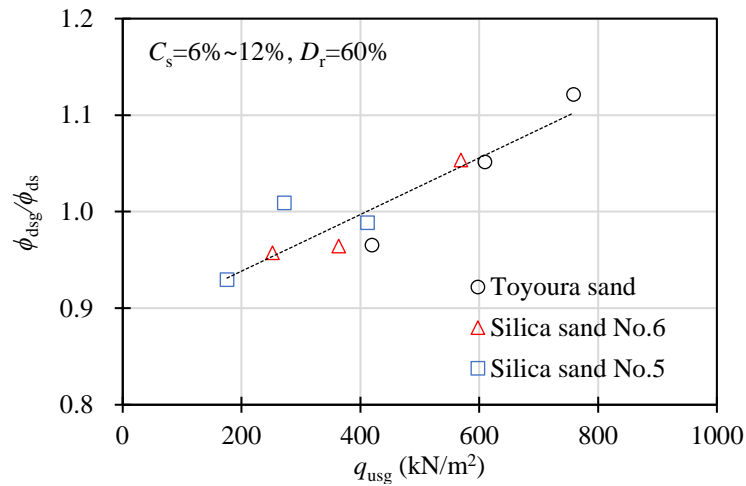


図-3.44 サンドゲルの一軸圧縮強さと内部摩擦角の増減

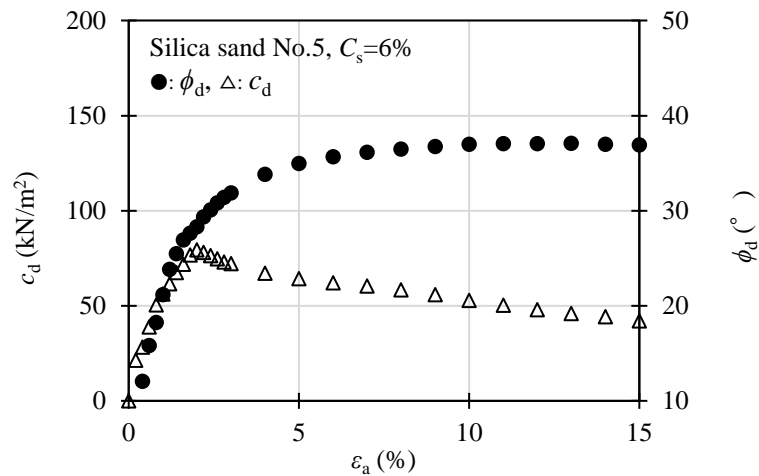
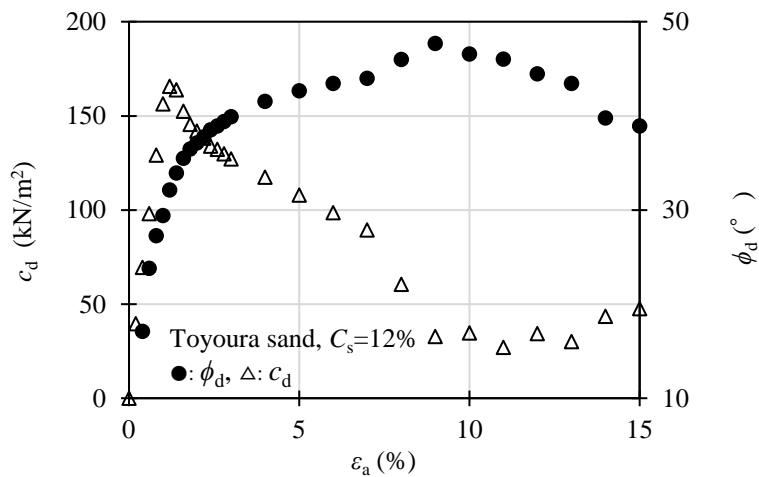

 (a) 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$

 (b) 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$

図-3.45 CD 試験における粘着力および内部摩擦角の軸ひずみ依存性

(3) ダイレイタンシーが内部摩擦角と粘着力に及ぼす影響

サンドゲルの CD 試験結果に関して「3.5.6(2) 内部摩擦角と粘着力について」で述べたように、圧密応力 σ'_c やひずみ ε_a が試験結果に影響を及ぼす要因として挙げられるが、ダイレイタンシー特性も影響を及ぼすものと思われる。よって、ここではサンドゲルのダイレイタンシー特性について検討を行う。

一般的に、理想的弾性体は応力と体積ひずみの関係には一定の関係があり、せん断応力は体積ひずみに関わらず一義的な破壊強度を示す。しかし、粒状体においてはせん断応力と平均主応力が体積ひずみに影響を及ぼし、体積に膨張と収縮を生じさせる。この現象をダイレイタンシーと呼び、体積が収縮している状態を負のダイレイタンシーと呼び、プラス値で表し、体積が膨張している状態を正のダイレイタンシーと呼び、マイナス値で表す。

土のせん断強度は内部摩擦角 ϕ と粘着力 c からなるが、内部摩擦角には粒状体固有の摩擦による成分 ϕ と粒状体のかみ合わせによる成分 θ (体積変化のための仕事量) が挙げられ、後者はダイレイタンシーによるものである。よって、特に c を有していない砂の強度特性を把握するためには、ダイレイタンシー特性を考慮することが必要であり、補正式が提案されている。サンドゲルにおいても、改良強度の特性を把握するためには、ダイレイタンシーの影響を把握することが重要と言える。ダイレイタンシーの補正については、エネルギーやダイレイタンシーに基づく考え方があり、Bishop⁴³⁾の式(3.13)、Landanyi⁴⁴⁾の式(3.14)、Newland & Allely⁴⁵⁾の式(3.15)、Rowe⁴⁶⁾の式(3.16)などがある。

$$(\sigma_1 - \sigma_3) = (\sigma_1 - \sigma_3)_{\max} + \sigma_3 \frac{\delta \varepsilon_v}{\delta \varepsilon_1} \quad (3.13)$$

$$(\sigma_1 - \sigma_3) = (\sigma_1 - \sigma_3)_{\max} + \sigma_m \max \frac{\delta \varepsilon_v}{\frac{2}{3}(\delta \varepsilon_1 - \delta \varepsilon_3)} \quad (3.14)$$

$$\frac{\sigma_1 \max}{\sigma_3} = \tan^2 \left(45 + \frac{\phi_r}{2} + \frac{\theta}{2} \right) \quad (3.15)$$

$$\frac{\sigma_1}{1 + \frac{\delta \varepsilon_v}{\delta \varepsilon_1}} = \sigma_3 \tan^2 \left(45 + \frac{\phi_r}{2} \right) + 2c \tan \left(45 + \frac{\phi_r}{2} \right) \quad (3.16)$$

ここで、 σ_1 は最大主応力、 σ_3 は最小主応力、 ε_v は体積ひずみ、 ε_1 は最大主ひずみ、 ε_3 は最小主ひずみ、 $\sigma'_m \max$ は最大平均有効主応力、 ϕ_r は粒状体固有の摩擦角、 θ はダイレイタンシー角、 c は粘着力である。

図-3.46 は未改良土の CD 試験における軸差応力 q および ε_v -軸ひずみ ε_a 曲線とダイレイタンシー補正前後の Mohr-Coulomb の破壊規準である。なお、破壊規準の破線は補正前を、実線は補正後のものを示している。豊浦砂における補正前の ϕ_{ds} は 37.6° 、珪砂 6 号で 39.0° 、珪砂 5 号では 39.2° である。これに対し、補正後の ϕ_{dsr} は豊浦砂で 27.1° 、珪砂 6 号で 30.4° 、珪砂 5 号では 31.0° となっている。

図-3.47 はサンドゲルの q 、 ε_v - ε_a 曲線と補正後の Mohr-Coulomb の破壊規準であり、破壊規準の破線は補正前を、実線は補正後のものを示している。サンドゲルでは次の二種類の破壊規準線を得ることができた。(1) q - ε_a 曲線が小さい ε_a にて明確な降伏点を示すものであり、この場合では $\phi_{dsgr} = 0^\circ$ とし c_{dsgr} を

求められるもの、(2) q_{\max} が $\varepsilon_a=4\% \sim 10\%$ 程度で生じるものであり、粘着力と内部摩擦角を用い表すことができるものである。(1)となるものは、 q_{usg} が高く、 σ'_c が小さい条件のものである。また、(2)となるものは、 σ'_c が大きい条件のとき、 q_{usg} が低いサンドゲルのものである。

このように整理を行った結果、 ϕ_{dsgr} は C_s に関わらず ϕ_{dsr} に概ね一致する傾向を示し、 c_{dsgr} は C_s の増加に伴い大きくなる傾向を示した。

なお、森・田村の試験結果^{18),19)}では、 σ'_c が大きい条件や大きな軸ひずみ ($\varepsilon_a=10\%$) を与えた場合、ヒドロゲルによるセメンテーションが消失するため、補正後の粘着力 c_{dsgr} は 0 kN/m^2 となり、内部摩擦角 ϕ_{dsgr} は未改良の ϕ_{dsr} と同程度になると示されている。また、 σ'_c が低い条件では ε_a が小さいことより、ヒドロゲルのセメンテーションが期待でき、 c_{dsgr} と ϕ_{dsgr} を有するとしている。そして、 ϕ_{dsgr} は c_{dsgr} の影響を受けるため、 ϕ_{dsr} より低くなるものとしている。

このように既往の研究と本論文の試験結果が異なる要因として、森・田村の試験^{18),19)}では有機系シリカグラウトを用いサンドゲルを作製したのに対し、本試験では非アルカリ系注入材を用いており、注入材のタイプによってヒドロゲルの構造は「1.2.1 注入材のゲル化メカニズムと構造」で述べたように異なり、力学特性も異なることが挙げられる。なお、文献^{18),19)}には有機系シリカグラウトの強度特性や変形特性が記載されていないため、その詳細は不明であるが、本試験に用いた非アルカリ系注入材のヒドロゲルは、一軸圧縮試験において図-2.18に示したように ε_a が $3\% \sim 6\%$ の軸ひずみにて脆性的に破壊するが、UU試験では図-2.27に示したように q は ε_a が $3\% \sim 7\%$ で降伏するものの、その後、十数%の ε_a まで残留強度を有する傾向にある。

これより、サンドゲルの三軸試験においては、 ε_a が $1\% \sim 2\%$ 程度で降伏するが、 σ'_c の拘束効果によってヒドロゲルが残留強度を発揮するため、大きな ε_a を与えた場合でも c_{dsgr} が発現したものと思われる。なお、本論文では ε_a が小さい領域で見られる q の明確な降伏点または有効応力経路にみられる変相点を一次降伏応力 q_c と定義する。特に、図-3.47(a)の σ'_c が 50 kN/m^2 と 100 kN/m^2 のものに注目すると、 ε_a がそれぞれ 7% と 10% 付近で q が大きく低下した後、一定となる傾向を示す。なお、この時の ε_v は横ばいとなっているため q に対するダイレイタンスーの効果はほとんど期待できないが、図-3.46に示す未改良砂より高い q を維持していることよりヒドロゲルの残留応力の効果と考えられる。しかし、この残留応力は図-3.31に示したようにひずみ速度 $\dot{\varepsilon}$ が影響を及ぼしていることより、ヒドロゲルのセメンテーションによるものではなく、疑塑性流体としての見掛けの粘着力とも考えられる。

図-3.48は最大主応力 σ_1 を最小主応力 σ_3 で正規化した応力比 σ_1/σ_3 と、最大軸差応力 $(\sigma_1 - \sigma_3)_f$ における体積ひずみ $\delta\varepsilon_v$ と圧縮ひずみ $\delta\varepsilon_a$ より求めた主ひずみ増分比 $(1 - \delta\varepsilon_v/\delta\varepsilon_a)$ の関係である。数種類の砂を用いたせん断試験の一斉試験⁴⁷⁾において、ダイレイタンスー係数 $\delta\varepsilon_v/\delta\varepsilon_a$ は、 σ_3 または間隙比 e の減少に伴い低下する傾向、すなわち $(1 - \delta\varepsilon_v/\delta\varepsilon_a)$ が増加する傾向を示す結果が得られている。また、吉村・小川⁴⁸⁾は粒径、粒度分布、粒子形状が異なる砂を用い、数パターンの間隙比でCD試験を実施した結果、 $(1 - \delta\varepsilon_v/\delta\varepsilon_a)$ は砂の粒径や粒度分布に関わらず σ_1/σ_3 によって一義的に求められるが、粒子の形状が大きく影響を及ぼし、同程度の応力比 σ_1/σ_3 においては粒径が丸くなるほど $(1 - \delta\varepsilon_v/\delta\varepsilon_a)$ が増加する傾向を示している。

本試験結果における未改良砂は砂の種類に関わらず既往の研究結果⁴⁷⁾と同程度の値となっている。一方、サンドゲルではヒドロゲルのセメンテーション効果により σ_1/σ_3 は未改良砂より大きくなり、さらにこれに伴う $(1 - \delta\varepsilon_v/\delta\varepsilon_a)$ は未改良砂と比較して大きな割合で増加する傾向にある。これは、間隙にヒドロゲルがあるため、砂粒子が隣り合う粒子を乗り越えるのに必要な仕事量が増加することを表す。よって、内部摩擦角 ϕ_{dsgr} が増加すると思われるが、図-3.44に示したように実際は低下する場合もある。

また、 q_{usg} が高く、 σ'_c が低い条件では、 q_{max} は q_c となり、 σ_1/σ_3 が大きいにも関わらず $(1-\delta\varepsilon_v/\delta\varepsilon_a)$ が低くなる傾向を示した。なお、サンドゲルのダイレイタンスは増加するものの、内部摩擦角が低下する要因としては、図-3.45 に示したように、 c_d と ϕ_d は ε_a によって変化する傾向があることや、 q_{max} となる破壊ひずみ ε_f は図-3.49 に示すように未改良砂では σ_1/σ_3 に関わらず 4%~9% であるのに対し、サンドゲルでは、 σ_1/σ_3 が大きい場合、 ε_f は未改良のものと比較して非常に小さく、一軸圧縮試験時の ε_{fsg} に近い値を示し、 σ_1/σ_3 が小さい場合では、未改良の ε_f に近づく傾向を示す。

このことより、CD 試験における破壊の定義、つまり q_{max} となった時の供試体内部の状態は σ_1/σ_3 によって異なり、 σ_1/σ_3 が高い条件では、間隙のゲルのセメンテーションの低下を、 σ_1/σ_3 が低い条件では、砂骨格の崩壊を示していることが想定される。

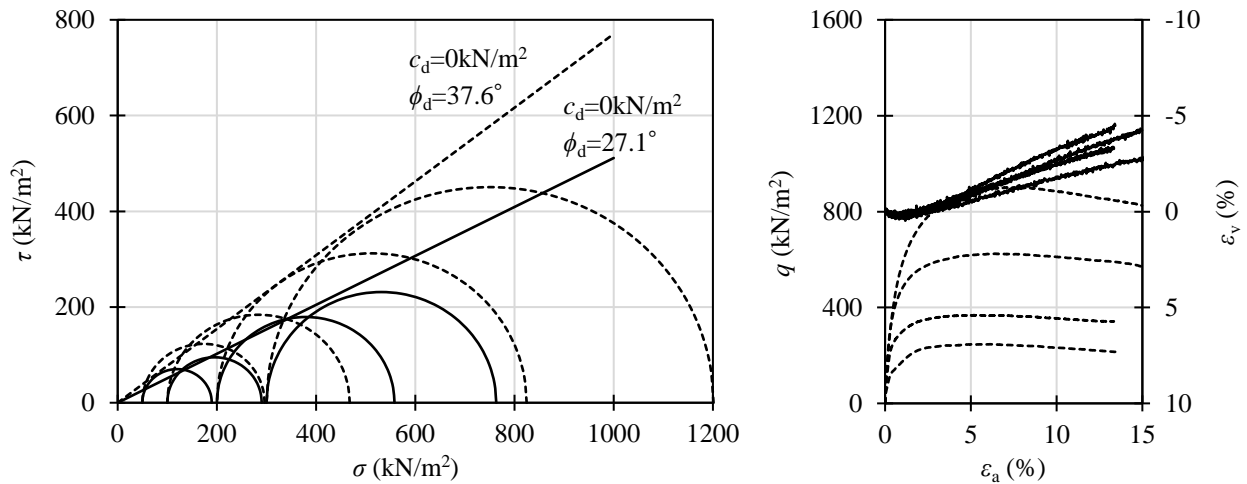


図-3.46 未改良砂のダイレイタンス補正前後の Mohr-Coulomb の破壊規準（豊浦砂， $D_r=60\%$ ）

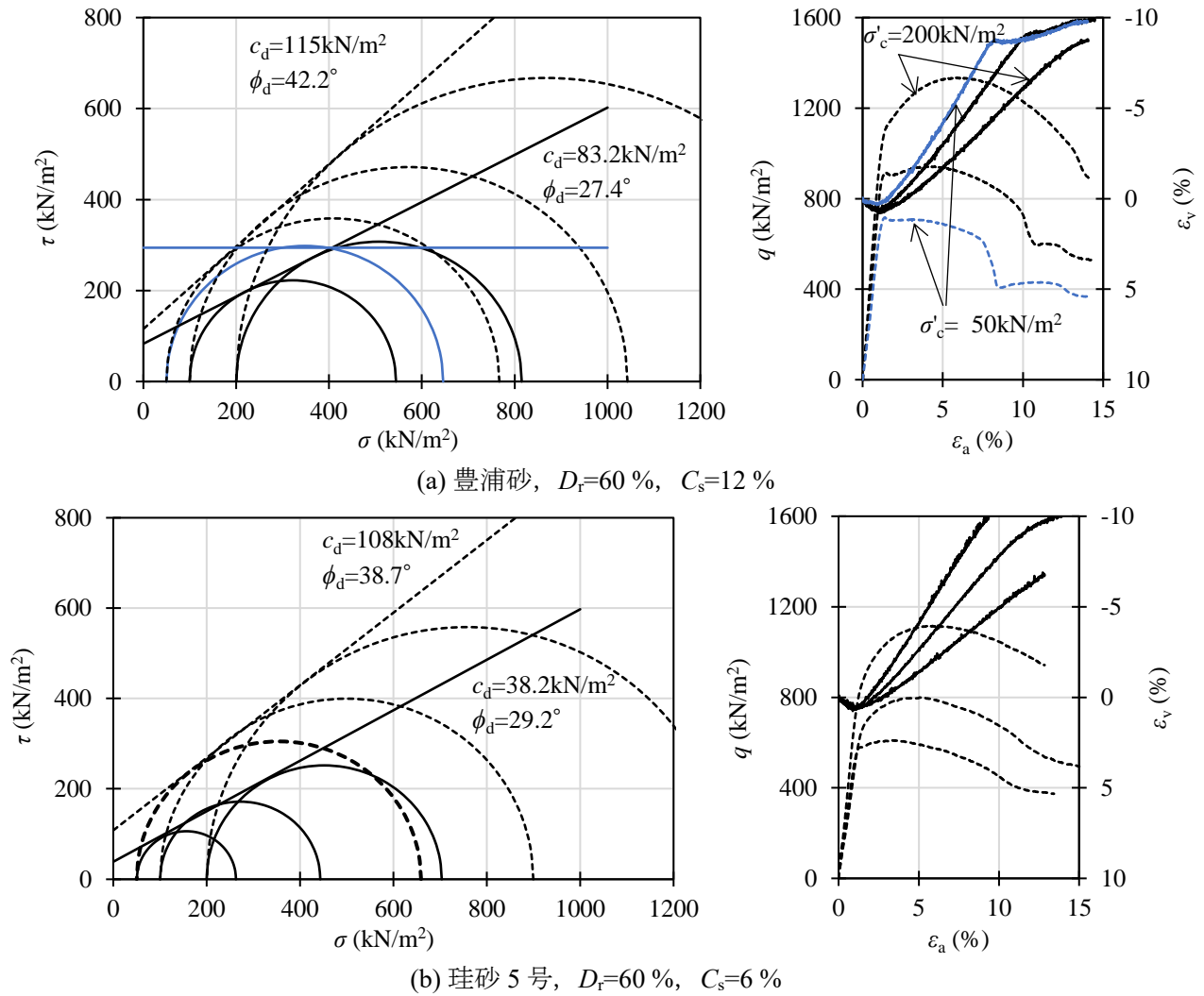


図-3.47 サンドゲルのダイレイタンス補正後の Mohr-Coulomb の破壊規準

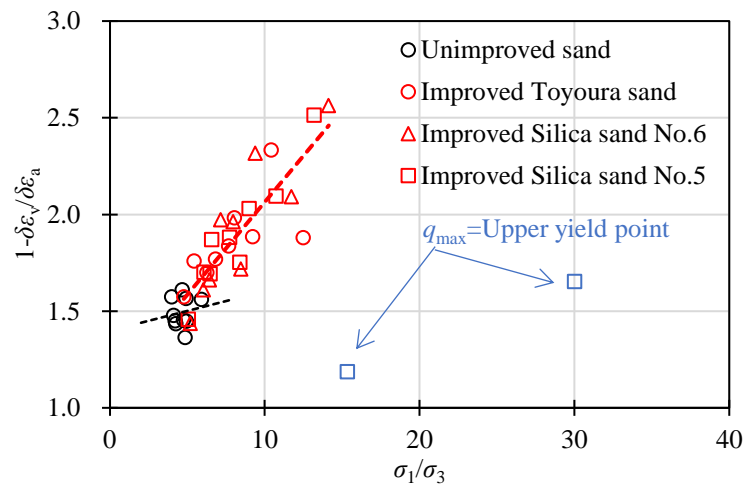


図-3.48 正規化応力比と主ひずみ増分比の関係

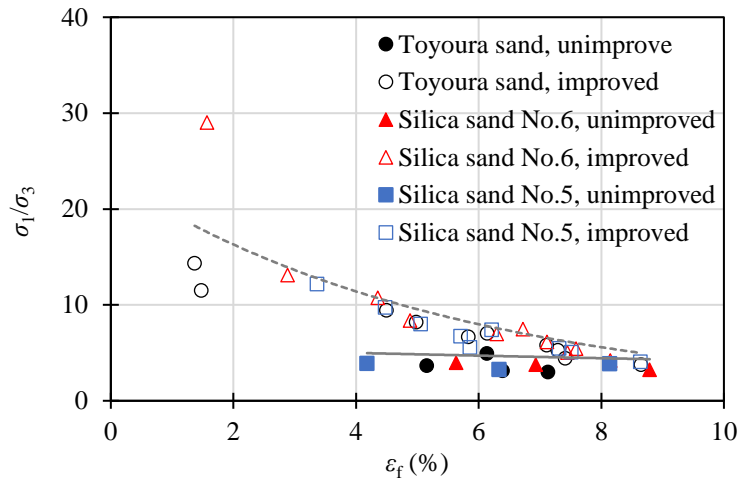


図-3.49 破壊ひずみと正規化応力比の関係

3.5.7 各種力学試験における応力-ひずみ曲線の関係

図-3.50 はサンドゲルと未改良砂の三軸圧縮試験結果と一軸圧縮試験結果である。なお、三軸圧縮試験における値は圧密応力 σ'_c が 100 kN/m^2 の結果を示している。まず初めに、サンドゲルと未改良砂のCD試験結果を比較すると、軸差応力 q は軸ひずみ ε_a や砂の種類、シリカ濃度 C_s に関わらずサンドゲルの方が大きくなる傾向を示す。なお、体積ひずみ ε_v に着目すると、载荷初期における収縮量と载荷終盤における膨張量は未改良砂と比較してサンドゲルの方が大きくなる傾向を示した。

また、サンドゲルと未改良砂の $\overline{\text{CU}}$ 試験の q - ε_a 曲線に着目すると、サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} が高い条件では ε_a に関わらず常にサンドゲルの q が高い傾向を示し、 q_{usg} が低い条件では、サンドゲルの q は载荷初期において未改良砂と比較して低い傾向にあるが、载荷が進むにつれ q は未改良砂より大きくなる傾向を示す。なお、载荷終盤における間隙水圧増分 δu はキャビテーションが生じていることより、改良の有無や q_{usg} に関わらず同程度となっているが、载荷初期における最大間隙水圧増分 δu_{max} は、未改良砂と比較してサンドゲルの方が高くなる傾向を示し、図-3.51 に示すように同一の σ'_c において C_s が高いものほど大きくなる傾向を示す。

サンドゲルの q_{usg} に着目すると、 q_{usg} が高い相対密度 D_r が 60 % の豊浦砂、 C_s が 12 % における q - ε_a 曲線は、いずれの試験条件においても载荷初期における勾配は線形的な挙動を示し、概ね同程度となる傾向を示している。また、一軸圧縮試験における破壊ひずみ ε_{fsg} 付近の q は、 $\overline{\text{CU}}$ 試験で同程度であり CD 試験、UU 試験では若干大きくなる傾向を示している。一方、 q_{usg} が低い D_r が 60 % の珪砂 5 号、 C_s が 6 % における q - ε_a 曲線に着目すると、载荷初期の勾配は一軸圧縮試験と UU 試験によるものが同程度であり、最も低い傾向を示し、これに次いで $\overline{\text{CU}}$ 試験、CD 試験の順で大きくなる傾向を示し、圧密の有無による影響が見られた。なお、一軸圧縮試験における ε_{fsg} 付近における三軸圧縮試験の q はいずれも q_{usg} より大きく、UU 試験、 $\overline{\text{CU}}$ 試験、CD 試験の順で大きくなっている。なお q_{usg} が中程度の D_r が 60 % の珪砂 6 号、 C_s が 9 % のものは、 q_{usg} が高いものと低いものの中間的な傾向を示している。

次に、最大軸差応力 q_{max} に着目すると、三軸試験における最大軸差応力 q_{max} はいずれも q_{usg} より大きい傾向にあり、 q_{usg} に関わらず、CD 試験、UU 試験、 $\overline{\text{CU}}$ 試験の順で大きくなる傾向を示す。このような結果となった要因として、 $\overline{\text{CU}}$ 試験における q_{max} 付近の間隙水圧増分 δu に着目すると、 δu がマイナス値で

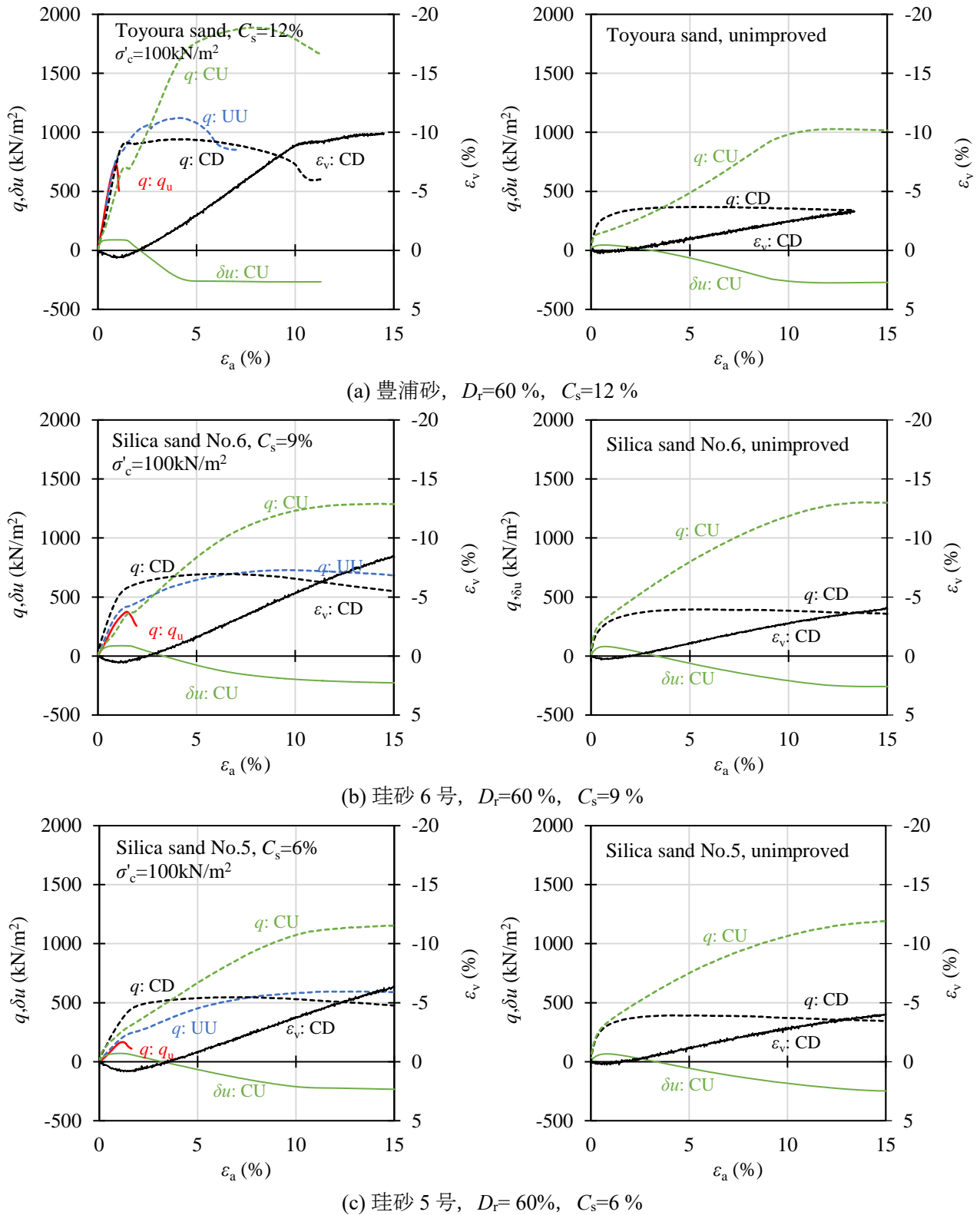
あることより、負圧が生じることにより骨格に付与される拘束圧が増加しているものと思われる。また、この傾向は非排水状態で試験が実施される UU 試験でも同様であるが、その増加の割合が異なる要因としては背圧 u_b の有無とその大きさによるものと言える。

CD 試験と $\overline{\text{CU}}$ 試験を比較すると、载荷初期における q は CD 試験の方が大きく、 q_{\max} では $\overline{\text{CU}}$ 試験の方が大きくなる。この要因としては、図-3.52 に示すように载荷初期において $\overline{\text{CU}}$ 試験では δu の増加に伴い有効応力が低下し、有効応力経路が Tension cut off line (TCL) に沿う傾向にある。この時の応力状態は一軸圧縮試験の条件に相当するため、 q - ε_a が一軸圧縮試験結果に一致する傾向となる。一方、CD 試験では体積ひずみ ε_v がプラス値であることより、密詰めに遷移していくため大きな q となる。また、 q_{\max} では $\overline{\text{CU}}$ 試験の方が大きくなる要因は、前述したように δu の影響が挙げられる。

次に、CD 試験における ε_v と $\overline{\text{CU}}$ 試験における δu に着目すると、一軸圧縮試験の ε_{fsg} 付近に q の降伏点あるいはひずみ軟化点が見られた。この時の $\overline{\text{CU}}$ 試験における間隙水圧増分 δu は減少傾向にあり、CD 試験においては体積ひずみ ε_v が膨張傾向にある。さらに、 $\overline{\text{CU}}$ 試験において圧密応力 σ'_c が低い条件では、有効応力経路が Tension cut off line (平均有効応力 p と q が 1:3) に沿って q が増加した後、一時的に降伏または軟化する挙動を示した (図-3.34)。

このような傾向は不飽和土やセメント改良土などでも指摘されており、不飽和砂⁴⁹⁾におけるひずみ軟化は、正のダイレイタンシー (膨張) により密度が低下することに加え、メニスカス水の数が減少し、強度および剛性に対するサクシヨンの寄与が消失していくことがその一因と考えられている。また、セメント固化処理粘土³⁷⁾の三軸圧縮破壊に至る挙動において、最小主応力は過剰間隙水圧の増加に伴いゼロの状態となるため、有効応力経路が Tension cut off に沿って上昇する。これは一軸圧縮試験における応力状態と同等であり、引張の状態にて破壊に至ることが指摘されている。

よって、一軸圧縮試験における破壊は、巨視的には写真-3.4 に示したようにせん断破壊とみられるが、微視的には砂粒子の正のダイレイタンシーによってヒドロゲルは引張の状態となっている可能性が伺える。


 図-3.50 $\sigma'_c=100 \text{ kN/m}^2$ における各種三軸圧縮試験結果と一軸圧縮試験結果

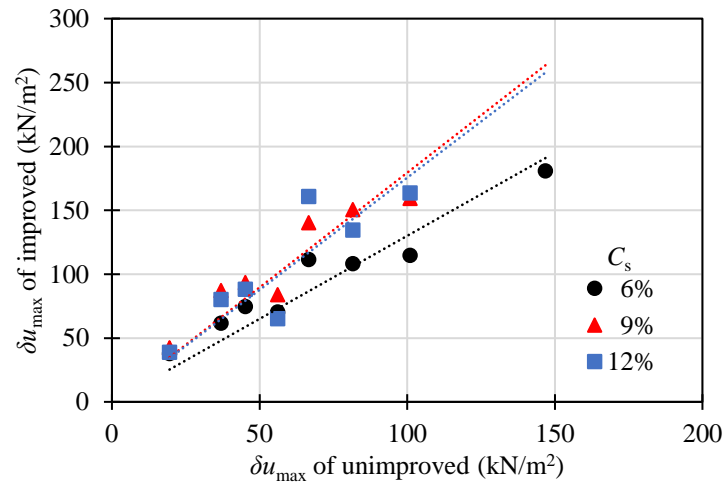
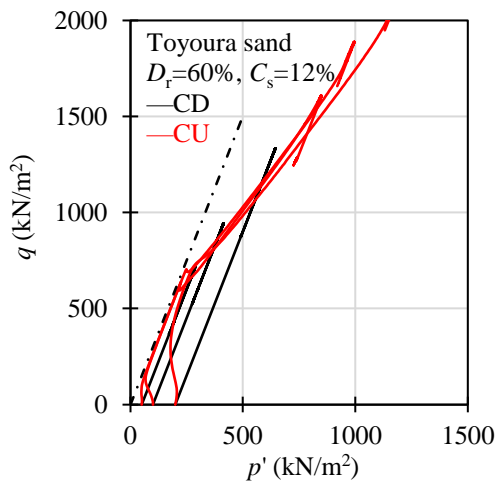
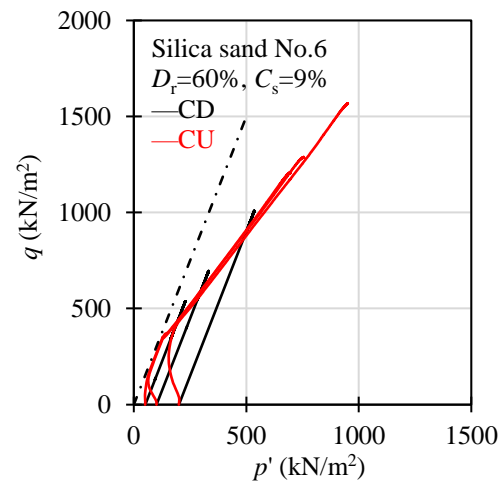


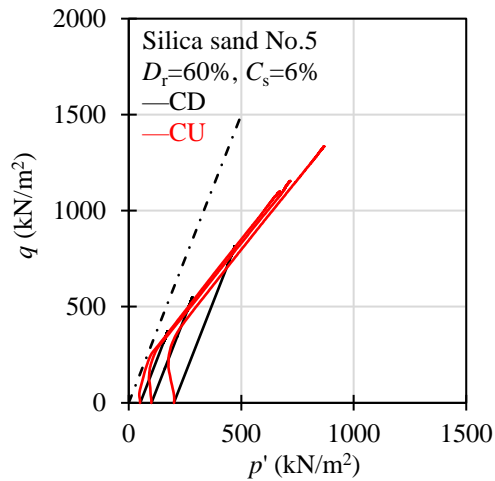
図-3.51 改良に伴う最大間隙水圧増分の増加



(a) 豊浦砂, $C_s=12\%$



(b) 珪砂 6 号, $C_s=9\%$



(c) 珪砂 5 号, $C_s=6\%$

図-3.52 CD 試験, \overline{CU} 試験の有効応力経路図

3.6 サンドゲルの破壊規準について

3.6.1 破壊規準に関する概説

一般的に材料の破壊規準は、(1)巨視的な立場から破壊現象を捉えて導き出されたものと、微視的な立場より理論的に求められるもの、(2)二次元的なもの（中間主応力の影響）と三次元的なもの（中間主応力の影響）、(3)破壊条件が最大せん断応力に達した条件によるものと、せん断ひずみエネルギーが一定値に達した条件によるもの、などいくつかある。これらは、研究対象となった材料の特性が反映されたものであるため、適切に検討および選択する必要がある。

なお、土木の分野において地盤材料や岩盤材料、コンクリート材料の破壊規準としては、図-3.53 に示す Coulomb の理論や Mohr の理論、Griffith の理論、せん断ひずみエネルギー説などが適用されている。

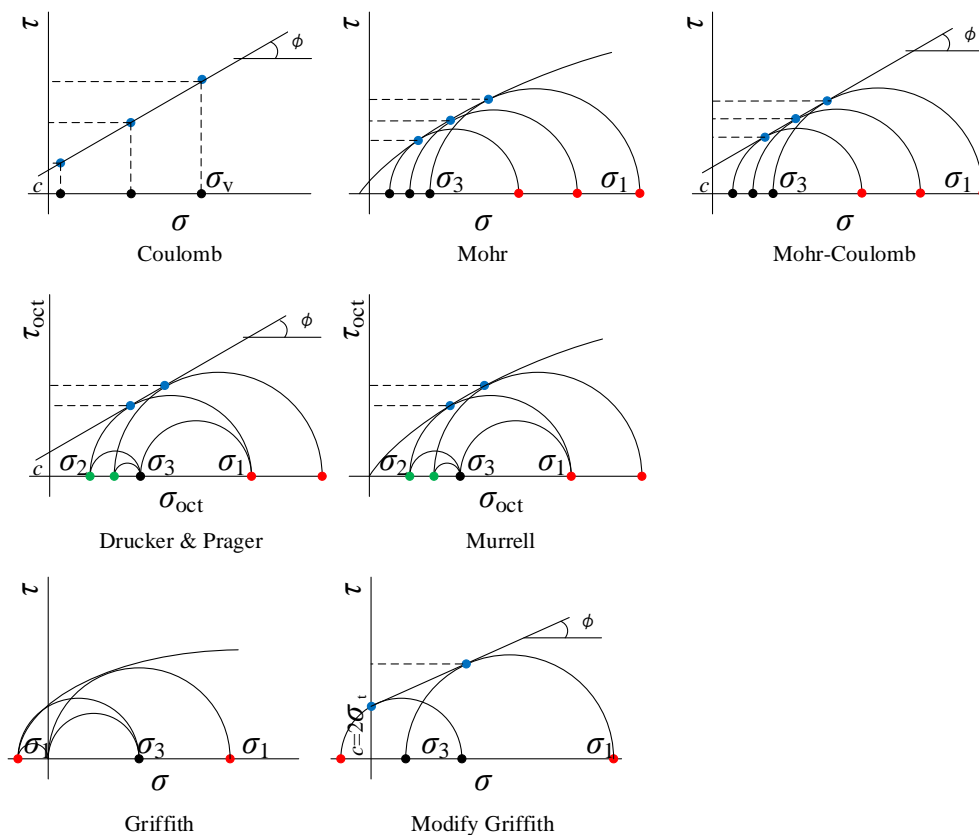


図-3.53 破壊規準の形態

(1) 巨視的な破壊規準

Coulomb の理論では、せん断面に生じるせん断力 τ は、せん断面に対し垂直に作用する応力 σ_v との間に式(3.17)が成立するとされるものである。また Mohr の理論は、三軸圧縮試験などから得られる最大主応力 σ_1 と最小主応力 σ_3 の関係から応力円をいくつか求め、この応力円群の包絡線を式(3.18)の放物線によって求めるものである。なお、この応力円群の包絡線を直線で表したものが式(3.19)の Mohr-Coulomb の破壊規準であり、一般的な地盤材料の設計に適用されている。以上が二次元的な破壊規準である。

一方、三次元的な破壊規準としては式(3.20)、式(3.21)の von Mises のせん断ひずみエネルギー説を

Drucker & Prager⁵⁰⁾が Mohr の理論を用いて拡張した式(3.22)や, Murrell⁵¹⁾が岩石やコンクリートなどの降伏条件として, 主応力とせん断応力の関係を非線形と捉えた式(3.23)が挙げられる.

$$\tau = c + \sigma_v \tan \phi \quad (3.17)$$

$$\tau^2 = m \sigma_t (\sigma_t - \sigma) \quad (3.18)$$

$$\tau = c + \sigma \tan \phi \quad (3.19)$$

$$\tau_{\text{oct}} = \frac{1}{3} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (3.20)$$

$$\sigma_{\text{oct}} = \frac{1}{3} (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) \quad (3.21)$$

$$\tau_{\text{oct}} = c + \sigma_{\text{oct}} \tan \phi \quad (3.22)$$

$$\tau_{\text{oct}}^2 = 8 \sigma_t \sigma_{\text{oct}} \quad (3.23)$$

ここで, τ および τ_{oct} はせん断応力, c は粘着力, σ_v は垂直応力, m は実験係数, σ_t は引張強さ, σ および σ_{oct} は平均主応力, $\sigma_1 \cdot \sigma_2 \cdot \sigma_3$ は最大・最小・中間主応力である.

(2) 微視的な破壊規準

微視的な立場より理論的に求められた破壊規準としては Griffith の理論がある. Griffith の理論では, 脆性材料の理論強度は式(3.24)により求められるが, 実際に測定される強度は低くなる⁵²⁾. この要因として, 材料内部に存在する欠陥を指摘し, その低下割合は欠陥の長さにより定まるものとして式(3.25)を提唱している.

$$\sigma_m = 2 \sqrt{\frac{E \cdot \gamma}{a}} \quad (3.24)$$

$$\sigma_t = \sqrt{\frac{2 \cdot E \cdot \gamma}{\pi \cdot c_g}} \quad (3.25)$$

ここで, σ_m は材料の理論強度, σ_t は引張強さ, E は弾性係数, γ は表面エネルギー, a は原子間距離, c_g は欠陥長さである. なお, Griffith 理論における引張強さの理論強度 σ_m は E の 1/10 程度であるが, 実際に測定される引張強さ σ_t は σ_m の 1/10 ~ 1/10,000 程度⁵³⁾と言われている. なお, 破壊は材料内部の欠陥

方向によって定まるものと仮定して式(3.26)～式(3.28)を導いている.

$$\theta=0, \sigma_3=\sigma_t \quad \text{when } \sigma_1+3\sigma_3<0 \quad (3.26)$$

$$\cos 2\theta = -\frac{1}{2} \frac{\sigma_1-\sigma_3}{\sigma_1+\sigma_3} \quad \text{when } \sigma_1+3\sigma_3>0 \quad (3.27)$$

$$(\sigma_1-\sigma_3)^2+8\sigma_t(\sigma_1+\sigma_3)=0 \quad (3.28)$$

ここで, θ は主応力に対する欠陥の傾き, σ_1 は最大主応力, σ_3 は最小主応力, σ_t は引張強さである.

なお, Griffith の理論ではクラックの進展とともに, 楕円形のクラックが変形しないものと仮定しているが, クラック周辺の応力が圧縮状態であるならば, クラックは閉塞すると考えられ, McClintock & Walsh⁵⁴⁾は, 式(3.28)を式(3.29)に修正した. これを修正 Griffith の理論と呼ぶ.

$$\mu(\sigma_1+\sigma_3-2\sigma_{cg})-(\sigma_1-\sigma_3)\sqrt{1+\mu^2}=4\sigma_t\sqrt{1-\frac{\sigma_{cg}}{\sigma_t}} \quad (3.29)$$

ここで, μ はクラック面の摩擦係数, σ_{cg} はクラックが閉塞する限界応力, σ_1 は最大主応力, σ_3 は最小主応力, σ_t は引張強さである.

3.6.2 最大軸差応力による検討

ここでは, サンドゲルの一軸圧縮試験と割裂試験, 三軸圧縮試験の結果を用いて破壊規準の検討を行った. なお, 三軸圧縮試験は有効応力に基づく最大軸差応力 q_{\max} の値をもって評価することとし, さらに, CD 試験とCU試験の限界状態線は図-3.52 に示したように概ね一致することより, 幅広い応力状態における破壊規準を検討する目的で排水条件にこだわらず結果の整理を行った. なお, 破壊規準は Mohr の放物線包絡線, Mohr-Coulomb の破壊規準, Griffith 理論, 修正 Griffith 理論, Drucker & Prager の降伏規準, Murrell の降伏規準を用い検討した.

図-3.54 の左図は, 割裂引張試験, 一軸圧縮試験および三軸圧縮試験における Mohr の応力円に対し求めた二次元の破壊規準による包絡線である. または, 右図は試験結果の平均有効主応力 σ_{oct} とせん断応力 τ_{oct} に対し求めた三次元の破壊規準である.

なお, Mohr の式(3.18)における係数 m は, 放物線包絡線より求められる一軸圧縮強さ q_{usg} が実測値と一致する整数として $m=5$ を与えた. また, 式(3.29)の修正 Griffith 理論において, クラックが閉塞する限界応力 σ_{cg} は 0 と仮定し, クラック面の摩擦係数 μ は未改良砂の内部摩擦角 ϕ を用いた. その他の規準における引張強さ σ_t は割裂引張試験の測定値を用い, 内部摩擦角 ϕ と粘着力 c は一軸圧縮試験と三軸圧縮試験の結果より近似直線を求め決定した. なお, 図中の青色の実線は割裂引張試験結果の応力円を, 赤色の実線は一軸圧縮試験結果の, 黒色の実線はCU試験結果の, 黒色の破線は DC 試験結果のそれぞれの

ものを示している。

砂の種類やシリカ濃度 C_s に関わらず、破壊規準が一次直線で表される Mohr-Coulomb の破壊規準、修正 Griffith 理論、Drucker & Prager の降伏規準は実験値に概ね一致する傾向にある。しかし、一般的に指摘されているように、有効応力 $\sigma'_m = (\sigma_1 - \sigma_3)/2$ が 0 以下の条件ではせん断応力 τ が過大に評価されることや、 τ が 0 の時の σ_1 の値は理論的な引張強さ σ_t となるが、実測値の σ_t と比較して大きな値となる傾向にあった。一方、破壊規準が曲線で示されるもののうち、Mohr の放物線包絡線と Griffith 理論は、 σ'_m が高い領域において τ を過小評価するが、 σ'_m が低い条件においては試験結果に対応する傾向を示した。なお、Murrell の降伏規準では、 q_{usg} が高い条件では τ を過大評価し、 q_{usg} が低い条件では τ を過小評価する傾向にあった。

図-3.55 は各規準から求めたせん断応力 τ_c と実測値 τ_a の関係において、切片を 0 とした回帰直線の傾き τ_a/τ_c と決定係数 R^2 である。Drucker & Prager の降伏条件による τ_a/τ_c は 0.999、 R^2 は 0.996 であり、本試験条件の応力の範囲において最も良好に対応することを確認した。これに次いで、Mohr-Coulomb の破壊規準では τ_a/τ_c が 0.995、 R^2 が 0.987 となっている。なお、最も過小評価する傾向にあったものは Griffith の理論であり、 τ_a/τ_c は 0.547 となっている。なお、米倉・加賀がサンドゲルの破壊規準について検討を行った結果²⁰⁾、正八面体応力に基づく破壊規準は、引張から圧縮までの幅広い応力状態を統一的に表示でき、実験値に対して高い相関性を示すとまとめられている。

図-3.56 は各破壊基準および降伏条件より求めた一軸圧縮強さ q_{usgc} と実測値 q_{usg} の関係である。なお、Mohr の放物線包絡線による q_{usgc} は式(3.30)、Mohr-Coulomb の破壊規準で式(3.31)、Griffith の理論で式(3.32)、修正 Griffith の理論で式(3.33)、Drucker & Prager の降伏条件で式(3.34)、Murrell の降伏条件で式(3.35)となる。

$$q_u = -m\sigma_t + 2\sqrt{m\sigma_t^2} \quad (3.30)$$

$$q_u = 2c \tan\left(45 + \frac{\phi}{2}\right) \quad (3.31)$$

$$q_u = -8\sigma_t \quad (3.32)$$

$$q_u = 4\sigma_t \tan\left(45 + \frac{\mu}{2}\right) \quad (3.33)$$

$$q_u = \frac{3b}{\sqrt{2}-a} \quad \text{when } \tau_{oct} = a\sigma_{oct} + b \quad (3.34)$$

$$q_u = -12\sigma_t \quad (3.35)$$

ここで、 a b m は実験係数、 σ_t はサンドゲルの割裂引張強さ、 c はサンドゲルの粘着力、 ϕ はサンドゲルの内部摩擦角、 μ は未改良砂の内部摩擦角である。

Mohr の放物線包絡線による q_{usgc} は q_{usg} に一致するように実験係数 m を設定したため、 q_{usgc} は q_{usga} の 1.03 倍と最も実験値を表す結果になっている。これに次いで、Mohr-Coulomb の破壊規準では q_{usgc} は q_{usg} の 0.93 倍となっている。なお、Drucker & Prager の降伏規準による q_{usgc} は q_{usg} の 0.82 倍と最も過小評価し、Murrell の降伏規準による q_{usgc} は q_{usg} の 1.30 倍と最も過大評価する結果となっている。

以上のように、 q_{max} を基に破壊規準を検討した結果、サンドゲルの強度特性は c と ϕ からなる一次関数で示すことが妥当であると判断される。また、現行の施工管理^{11),12)}における改良効果の判定手法として、乱れの少ない試料の採取が困難な場合、三軸圧縮試験の結果より一軸圧縮強さを求める場合があるが、これに用いる破壊規準は Mohr-Coulomb の破壊規準が適切であることを確認した。

ただし、ここでは図-3.52 に示したように限界状態線が概ね一致すると判断し、三軸圧縮試験の結果については排水条件に関わらず取りまとめを行っているが、実際には表-3.9、表-3.10 に示したように排水条件によって得られる結果は異なる可能性がある。また、図-3.38、図-3.45 に示したようにサンドゲルの c および ϕ は軸ひずみ ε_a のレベルによって異なる傾向にあることに留意する必要がある。また、図-3.43 に示したように、 q_{usg} に対する圧密応力 σ'_c の大きさが q_{max} に影響を及ぼすことより、幅広い σ'_c を設定し、試験結果を適切に評価する必要がある。

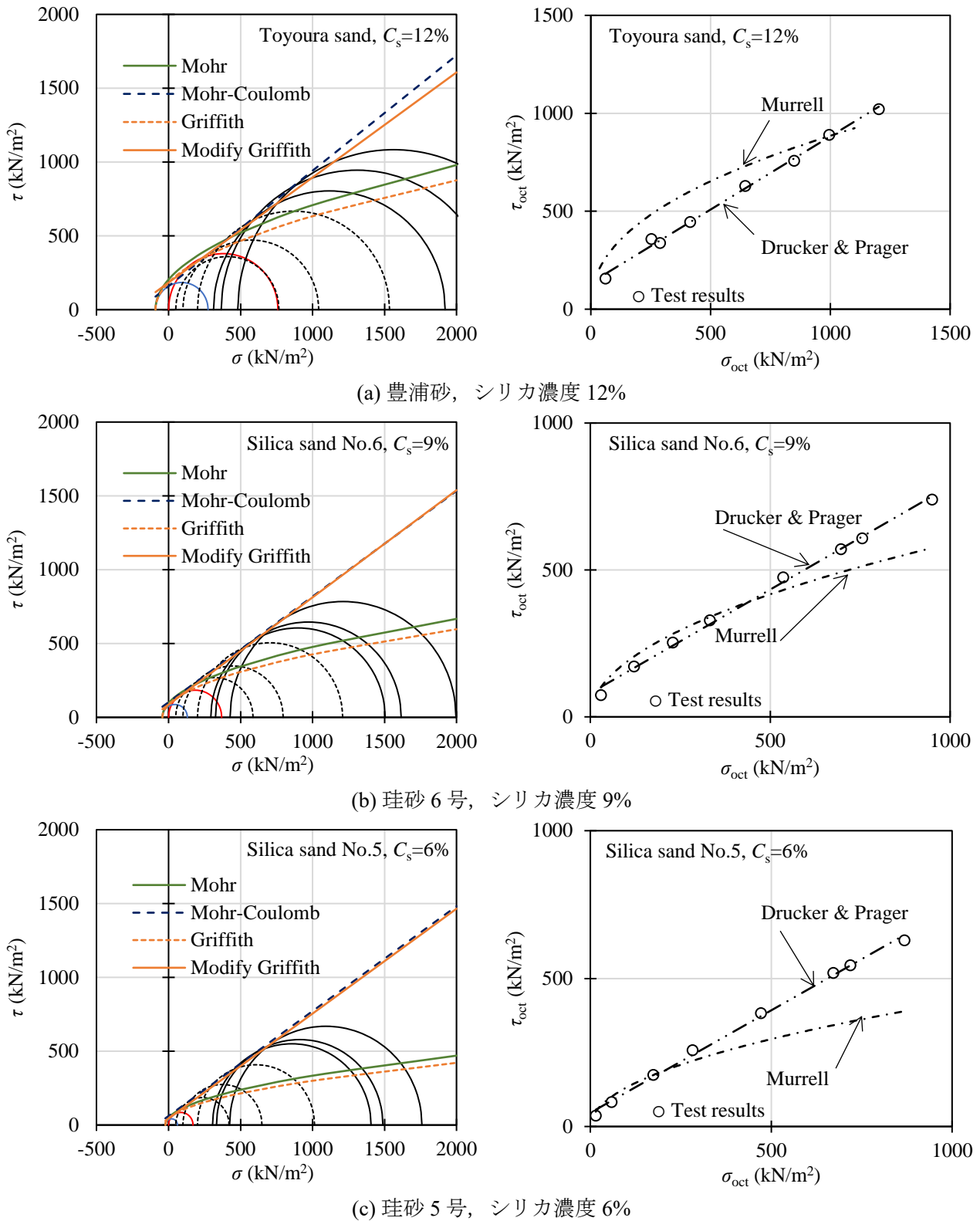


図-3.54 最大軸差応力に基づく試験結果と破壊・降伏規準

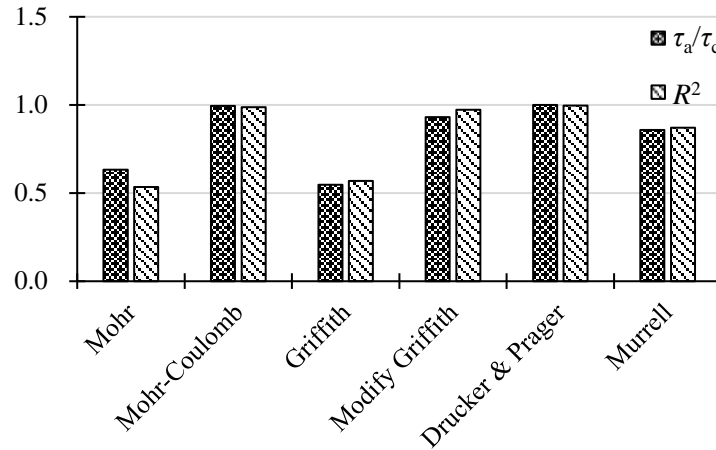


図-3.55 最大軸差応力に基づくせん断応力と算定値の関係における回帰直線の傾きと決定係数

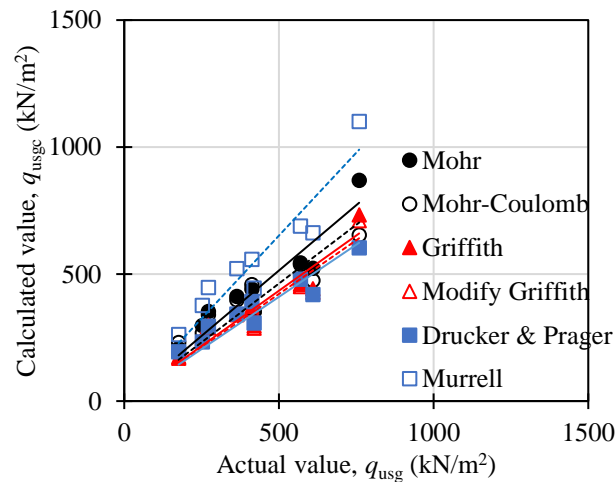


図-3.56 一軸圧縮強さの算定値と実測値

3.6.3 一次降伏応力による検討

粘着力 c と内部摩擦角 ϕ には軸ひずみ ε_a やセル圧 σ_r 、圧密応力 σ'_c などが影響を及ぼすことが明らかとなった。また、最大軸差応力 q_{\max} のときにヒドロゲルによるセメンテーションが必ずしも最大限に発揮されていないことが想定される。特に、図-3.45 に示したように CD 試験における粘着力 c_d は一軸圧縮試験における破壊ひずみ ε_{fs} 付近の ε_a にて最大値となっている。そこで、ここではヒドロゲルによるセメンテーションが最大限に発揮されているのは、軸差応力 q - ε_a 曲線の降伏点または有効応力経路にみられる変相点とし、これを一次降伏応力 q_c と定義して強度特性について検討を行った。

UU 試験では、図-3.32 に示したように q - ε_a 曲線は、 ε_{fs} 付近までは圧密応力 σ'_c に関わらず、一軸圧縮試験のそれと概ね一致する傾向にあるが、 ε_{fs} より大きな ε_a を与えた場合、 σ_r の増加に伴い q_{\max} が大きくなる傾向を示す。なお、 q_{usg} が大きい場合、または σ_r が低い場合では明確な降伏点を示すのに対し、 q_{usg} が小さい場合や σ_r が高い場合では明確な降伏点を示さないものもある。そこで、図-3.57 に示すように

明確な降伏点を示した場合（青）、この値をヒドロゲルのセメンテーションが低下する応力として q_c と定義した。また、降伏点が明確でなく緩やかに塑性変形する傾向にあるもの（赤）は、初期勾配とひずみ硬化中の接線の交点を q_c とし、ひずみ硬化が生じた後、 q が増加するもの（黒）は、ひずみ硬化中の接線とその後の q - ε_a の接線の交点を q_c とした。

図-3.58 は図-3.57 に示した方法により求めた q_c と σ'_c の関係である。なお、図中の直線はいずれのサンドゲルにおいても q_c は σ'_c に関わらず一定となる傾向を示したため、平均値を示している。 \overline{CU} 試験では、図-3.34 と図-3.35 に示したように q - ε_a 曲線に降伏点が明確に見られ、間隙水圧増分 δu - ε_a 曲線が一定となる区間が見られる場合と、 q - ε_a 曲線に降伏点が現れず、 δu - ε_a 曲線に最大間隙水圧増分 δu_{\max} のピーク値が見られる場合がある。ここで、前者において q_c は q - ε_a 曲線の降伏点とし、後者においては図-3.57 に示した方法に加え、 δu_{\max} が低下傾向となった時の q を q_c とした。

また、CD 試験においても図-3.39 と図-3.40 に示したように q_{usg} が大きい、あるいは σ'_c が低い場合、 q - ε_a 曲線に降伏点が明確にみられ、 q_{usg} が低い、あるいは σ'_c が高い場合では降伏点が見られない傾向にある。よって、 q_c は前者において q - ε_a 曲線の降伏点とし、後者においては図-3.57 に示した方法に加え、体積ひずみ ε_v が収縮から膨張に転じ、その値が 0 となる付近の q を q_c とした。

図-3.59 は \overline{CU} 試験と CD 試験における有効応力 σ'_m と q_c の関係である。砂の種類やシリカ濃度 C_s に関わらず σ'_m の増加に伴い q_c は増加する傾向にある。また、試験時の排水条件に関わらず σ'_m と q_c の関係は概ね一次関数で近似することができる。なお、UU 試験において q_c は σ'_c に関わらず一定値となる傾向を示したのに対し、 \overline{CU} 試験と CD 試験においては、 σ'_m の増加に対して q_c が大きくなる傾向にある。この要因としては、圧密効果が発揮されたものと思われる。

図-3.60 は、図-3.59 にて求めた q_c による応力円と式(3.19)の Mohr-Coulomb の破壊規準、および式(3.28)の Griffith の理論による包絡線であり、図中の赤色の実線は一軸圧縮試験結果の応力円を、黒色の実線は \overline{CU} 試験結果の、黒色の破線は CD 試験結果のそれぞれのものを示している。各試験結果における応力円と Mohr-Coulomb の破壊規準および Griffith の理論に基づく包絡線は、 q_{\max} で整理したものと同様の傾向にある。しかし、 q_{\max} で整理を行った場合、 \overline{CU} 試験結果の応力円は CD 試験結果と比較して大きくなるのに対し、 q_c で整理を行うと CD 試験の結果より小さくなる傾向にある。これは、 \overline{CU} 試験は非排水状態で試験が実施されるため、図-3.34 および図-3.35 に示したように载荷初期において δu が増加し、 σ'_m が低下する。特に、サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} が高い条件や σ'_c が低い条件では σ'_m が大きく低下するため、有効応力経路が Tension cut off line に接する。この場合、一軸圧縮試験と同様の応力状態にて圧縮されるため、このような結果となったと思われる。

図-3.61 は q_c に基づくせん断応力 τ_a と各規準から求めたせん断応力 τ_c の関係において、切片を 0 として求めた回帰直線の傾き τ_a/τ_c と決定係数 R^2 である。 q_{\max} に基づき整理を行った場合、Mohr-Coulomb の破壊規準では τ_a/τ_c が 0.995、 R^2 が 0.987 となるのに対し、 q_c に基づくものでは、 τ_a/τ_c が 0.998、 R^2 が 0.968 となった。また Griffith の理論においては、すべての有効応力 σ'_m における理論値と実験値の関係として Griffith (1)を、 $\sigma'_m/q_{\text{usg}} < 1.0$ の範囲におけるものとして Griffith (2)を求めた。 q_{\max} に基づく τ_a/τ_c は 0.547 と最も過小評価する傾向にあったが、 q_c に基づくものとして Griffith (1)では τ_a/τ_c が 0.864 となり、Griffith (2)では τ_a/τ_c が 0.989 となっている。

Mohr-Coulomb の破壊規準では、各応力円に対する近似直線が破壊包絡線となるため、理論値と実験値は一致しやすい傾向にある。しかし、Griffith の理論では引張強さ σ_t によって破壊包絡線が決定されるため、理論値と実験値の一致性については Mohr-Coulomb の破壊規準より厳しい条件となる。しかし限ら

れた応力の範囲ではあるが、 $\sigma'_m/q_{usg} < 1.0$ の条件では q_c を Griffith の理論によって表すことが可能と思われる。

図-3.62 は図-3.58 および図-3.59 から求めた一軸圧縮強さの算定値 q_{usgc} と実測値 q_{usg} の関係である。UU 試験では図-3.58 に示したように、 σ_r に関わらず一次降伏応力 q_c が一定となる傾向にあったため、内部摩擦角 ϕ を 0° として、 q_c の平均値を q_{usgc} とした。また、図-3.59 においては粘着力 c と ϕ を求め、式(3.31)より q_{usgc} を算出した。

最大軸差応力 q_{max} に基づき整理した図-3.56 を含め、 q_{usg} と q_{usgc} の関係に着目すると、UU 試験において q_c を用い算定した q_{usgc} は q_{usg} の 1.03 倍であり最も実測値に近い値となっている。また、Mohr-Coulomb の破壊規準より c と ϕ を求め算出した q_{usgc} は、 q_{max} に基づくものでは q_{usg} の 0.93 倍であり実測値に概ね一致する傾向にあったが、 q_c より算定した場合、0.78 倍と過小評価する傾向にある。

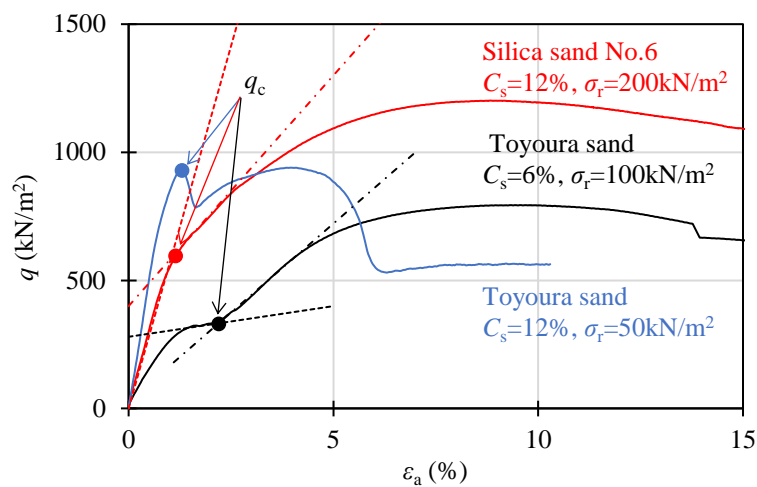


図-3.57 UU 試験における一次降伏応力の決定方法

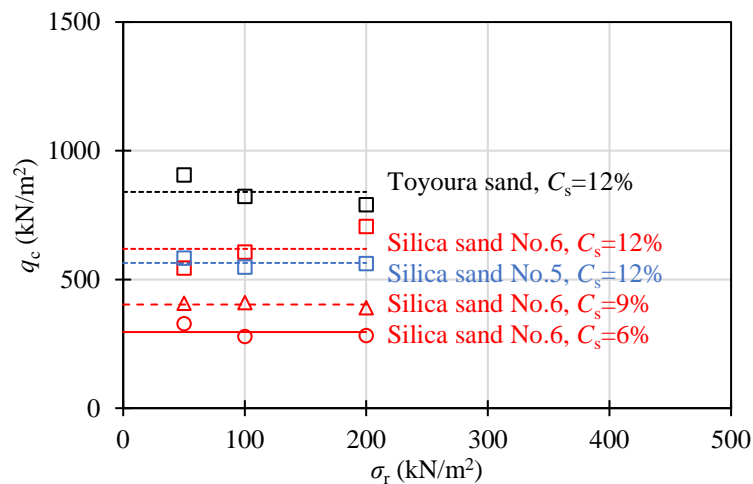


図-3.58 UU 試験におけるセル圧と一次降伏応力の関係

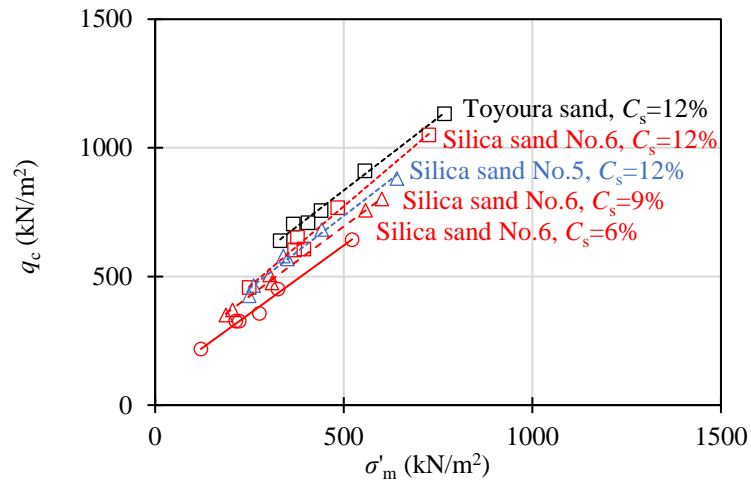


図-3.59 CU試験およびCD試験における有効拘束圧と一次降伏応力の関係

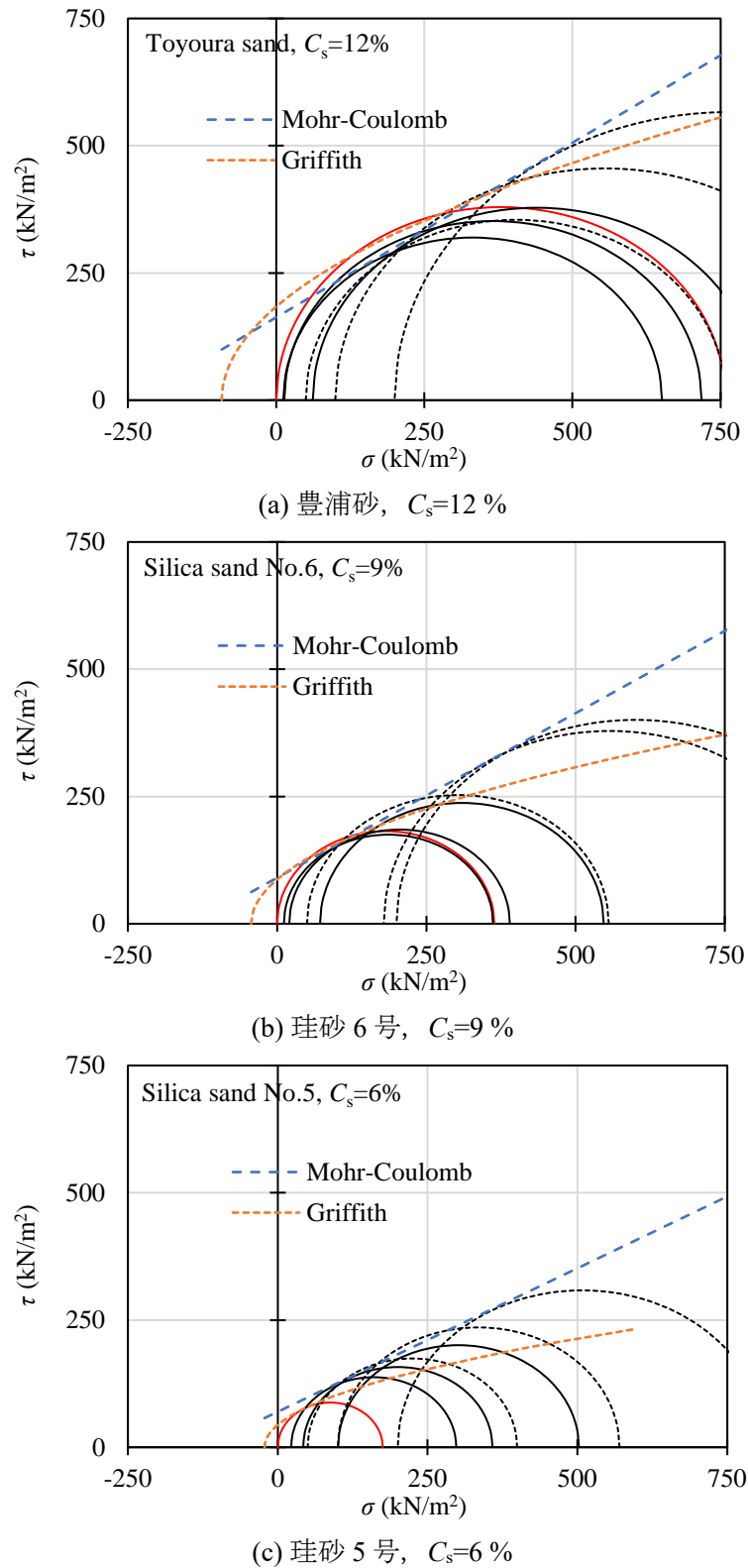


図-3.60 一次降伏応力に基づく試験結果と破壊・降伏規準

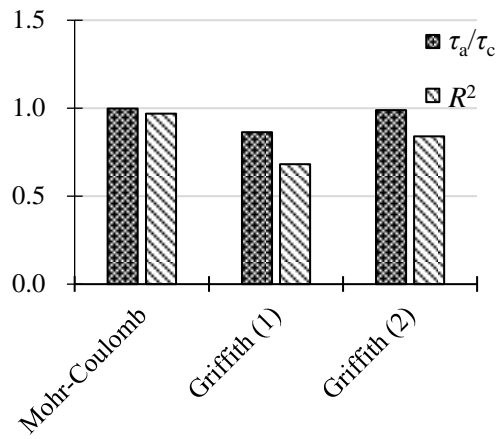


図-3.61 一次降伏応力に基づくせん断応力と算定値の関係における回帰直線の傾きと決定係数

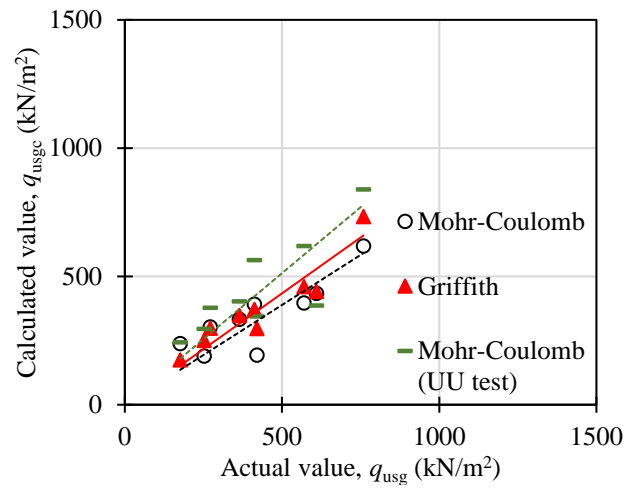


図-3.62 一次降伏応力に基づき整理した一軸圧縮強さの算定値と実測値

3.7 サンドゲルの力学特性に関するまとめ

第3章では、サンドゲルの力学特性を把握する目的で一軸圧縮試験、割裂引張試験、三軸圧縮試験を実施した。なお、試験に用いたサンドゲルは、砂の諸特性やヒドロゲルの特性が力学特性に及ぼす影響を把握する目的で数種類の組み合わせで作製した。そして、各種試験結果よりサンドゲルの強度と変形特性を把握し、破壊規準について検討を行った。

その結果、以下の知見を得ることができた。

- (1) 注入材のモル比およびコロイド含有量が同一の場合、サンドゲルの一軸圧縮強さはシリカ濃度の増加に伴い大きくなるが、酸性系シリカグラウトにおいて、サンドゲルの一軸圧縮強さは注入材のモル比に関わらず、シリカ濃度に依存する。一方、活性複合シリカ系グラウトにおいてシリカ濃度が同一の場合、サンドゲルの一軸圧縮強さは注入材のモル比（コロイド含有量）の増加に伴い低下する。
- (2) 酸性系シリカグラウトによるサンドゲルは経時的に一軸圧縮強さが低下する傾向が見られたが、活性複合シリカ系グラウトおよび活性シリカコロイド系グラウトでは一軸圧縮強さの低下はみられない傾向にあり、酸性系シリカグラウトにおける一軸圧縮強さの経時的な低下割合は、シリカ濃度および平均粒径の低下に伴い大きくなる傾向を示す。なお、サンドゲルの一軸圧縮強さの経時的な挙動には、ヒドロゲルの体積収縮率と割線弾性係数が影響を及ぼすことを確認した。
- (3) 酸性系シリカグラウトにおいて、サンドゲルの一軸圧縮強さは密度の増加、平均粒径の低下に伴い大きくなる傾向を示し、サンドゲルの一軸圧縮強さは、砂の平均粒径、間隙比、均等係数より求められる間隙径深と相関性があることを確認した。
- (4) 非排水条件の三軸圧縮試験では、負の間隙水压増分が発生するため、これが骨格を拘束することにより軸差応力が大きくなる傾向が見られ、この値は背圧の増加に伴い大きくなる。
- (5) 排水条件に関わらずひずみ速度が高い場合、軸ひずみが小さな領域で軸差応力は大きくなるが、軸ひずみが大きな領域では軸差応力が低くなる。
- (6) サンドゲルの一軸圧縮強さが大きく、圧密応力が低い圧密非排水三軸圧縮試験では、有効応力経路はテンションカットオフライン（TCL）に沿って軸差応力が増加し、その後、限界状態線（CSL）に沿う。
- (7) 圧密排水三軸圧縮試験の結果、軸ひずみに伴うサンドゲルの体積ひずみの最大値は、圧密応力の低下または注入材のシリカ濃度の増加に伴い大きくなる傾向を示し、ダイレイタンシー係数も大きくなることを確認した。
- (8) 一軸圧縮試験における破壊ひずみと同程度の軸ひずみにおいて、圧密非排水三軸圧縮試験および圧密排水三軸圧縮試験の応力-ひずみ曲線に降伏点、有効応力経路に変相点が見られた。
- (9) 圧密非排水三軸圧縮試験において降伏点を示す時の間隙水压は減少傾向にあり、圧密排水三軸試験においては体積ひずみが膨張傾向にある。
- (10) 最大軸差応力にはヒドロゲルのセメンテーションのほかに、圧密非排水三軸圧縮試験においては負の間隙水压の影響が、圧密排水三軸試験においてはダイレイタンシーの影響が含まれていることを確認した。
- (11) 最大軸差応力に基づくサンドゲルの破壊規準は、Mohr-Coulomb の破壊規準または Drucker & Prager の降伏条件で表すことができる。一方、一次降伏点に基づく破壊規準は、Mohr-Coulomb の破壊規

準または Griffith の理論を用いて表すことができる。

- (12) ヒドロゲルのセメンテーションが最大限に発揮されるのは、一軸圧縮試験における破壊ひずみ付近であり、三軸圧縮試験においては応力-ひずみ曲線の降伏点または有効応力経路の変相点付近であることが想定される。

以上のように、第3章ではヒドロゲルの主剤のタイプやシリカ濃度がサンドゲルの強度特性に及ぼす影響や、砂の諸特性がサンドゲルの強度特性や耐久性に及ぼす影響について把握することができた。また、一連の試験結果よりサンドゲルの破壊規準についても検討を行った。

参考文献

- 1) 公益社団法人地盤工学会関東支部：薬液注入工法の設計・施工法および試験法に関する研究委員会活動報告書, pp. 98-103, 2015.
- 2) 山崎知, 中道馨, 赤木寛一, 川村淳, 渡邊陽介：高濃度薬液固結砂の長期強度特性について（その1）-薬液ホモゲルの体積変化メカニズムの検討-, 第52回地盤工学研究発表会, D-06, 0840, pp. 1677-1678, 2017.
- 3) 藤井太一：複合材料(III)*複合材料の力学（弾性的応力と変形挙動）, 社団法人日本材料学会, 材料, 第52巻, 第269号, pp. 199-206, 1976.
- 4) 森麟, 佐藤勝久：結合剤による土の強度増加機構, 土と基礎, Vol. 16, No. 12, pp. 3-9, 1968.
- 5) 社本康広, 天利実, 風間広志, 桂豊：特殊シリカ系薬液注入改良土の相対密度と一軸圧縮強度の関係, 第40回地盤工学研究発表会, pp. 761-762, 2005.
- 6) R. J. Krizek, M. A. Benltafy, D. Atatzidis: Effective strain-stress-strength behavior of silicate-grouted sand, *Proceeding Conference on Grout in Geotechnical Engineering*, pp. 482-497, 1982.
- 7) G. W. Clough, W. M. Kuck, G. Kasali: Silicate-stabilized sand, *Journal of The Geotechnical Engineering Division*, Vol. 105, No. GT1, pp. 65-82, 1976.
- 8) 天利実, 社本康広, 風間広志：特殊シリカ系薬液注入改良土の相対密度と一軸圧縮強度の關係に粒径が及ぼす影響, 第41回地盤工学研究発表会, pp. 791-792, 2006.
- 9) 森川義人：薬液注入固結砂の粘着力の評価方法に関する研究, 土木学会論文集, No. 517/III-31, pp. 73-82, 1995.
- 10) 福田光治, 宇野尚雄：透水係数に關係する粒度分布と間隙指標, 土木学会論文集, No. 561/III-38, pp. 193-204, 1997.
- 11) 恒久グラウト・本設注入協会：急速浸透注入工法 超多点注入工法 技術マニュアル, 2012.
- 12) 財団法人沿岸技術研究センター：浸透固化処理工法技術マニュアル, 沿岸技術ライブラリーNo. 33, 2008.
- 13) 森麟, 伊藤雅夫：結合剤で固結させた土の構造的粘着力, 土と基礎, Vol. 17, No. 6, pp. 11-18, 1968.
- 14) 野口貴文, 友澤史紀：高強度コンクリートの圧縮強度と各種力学特性の關係, 日本建築学会構造系論文集, No. 472, pp. 11-16, 1995.
- 15) 小林良二, 奥村清彦：岩石のせん断強さについて, 日本鉱業会誌, Vol. 87, No. 999, pp. 407-412, 1971.
- 16) 古関潤一, 佐藤剛司：セメント改良土の引張強度特性, 東京大学生産技術研究所, 研究解説, Vol. 53,

- No. 11, pp. 581-584, 2001.
- 17) 社団法人地盤工学会：薬液注入工法の調査・設計から施工まで, pp. 78-81, 2004.
 - 18) 森麟, 田村昌仁：薬液により固結した砂の粘着力とダイレイタンスーについて, 土木学会論文集, 第370号/III-5, pp. 123-132, 1986.
 - 19) 森麟, 田村昌仁：水ガラス系固結砂の強度に関する工学的特性, 土木学会論文集, 第370号/III-5, pp. 113-122, 1986.
 - 20) 米倉亮三, 加賀宗彦：注入薬液による固結砂の強度特性, 土木学会論文集, 第364号/III-4, pp. 51-60, 1985.
 - 21) 山崎浩之, 善功企, 河村健輔：溶液型薬液注入工法の液状化対策への適用, 港湾空港技術研究所報告, Vol. 41, No. 2, pp. 119-151, 2002.
 - 22) 田久勉, 岡二三生, 小高猛司, 大野康年, 高戸順一, 西松範介：浸透注入改良砂の排水三軸試験による改良効果の観察, 土木学会第57回年次学術講演会, pp. 187-188, 2002.
 - 23) 中澤博志, 菅野高弘, 池野勝哉, 三藤正明：溶液型薬液改良砂の非排水せん断挙動および液状化後の体積圧縮特性に関する検討, 土木学会論文集 C, Vol. 66, No. 3, pp. 596-608, 2010.
 - 24) 中村滋, 紙山卓次, 龍岡文夫, 塚本良道：薬液改良砂と薬液自身の排水三軸圧縮強度と載荷速度依存性, 土木学会第62回年次学術講演会, pp. 691-692, 2007.
 - 25) 竹内正之, 調枝哲也, N.Q.Huy, 肥後陽介, 木元小百合, 岡二三生, 大野康年：特殊シリカ改良砂の非排水三軸圧縮試験と内部構造の観察, 土木学会第65回年次学術講演会, pp. 983-984, 2010.
 - 26) 村本勝己, 関根悦夫, 垂水尚志, 飯尾正俊, 村瀬俊彰, 木下吉友：薬液注入固結砂の非排水せん断特性, 第34回地盤工学研究発表会, pp. 899-900, 1999.
 - 27) 持田文弘, 阿部知之, 畠山正則：堤体砂質土・礫質土の強度定数設定のための三軸試験方法, 応用地質株式会社, 技術年報, No. 29, pp. 95-113, 2009.
 - 28) 荒井克彦：飽和等方正規圧密粘土における時間効果の統一的解釈, 土質工学会論文報告集, Vol. 24, No. 4, pp. 183-193, 1984.
 - 29) 藤川雄資, 威能洋恭, 野中俊宏, 酒井宏和, 中井健太郎, 中野正樹, 野田利弘：正規圧密三軸供試体の排水／非排水せん断挙動に及ぼす載荷速度効果, 土木学会中部支部研究発表会, pp. 246-247, 2008.
 - 30) 柳澤夏樹, 杉山太宏：再構成した粘性土の載荷速度効果, 第38回土木学会関東支部技術研究発表会, III-21, 2012.
 - 31) 福井勝則, 大久保誠介, 小川亮：三城目安山岩のせん断強度の載荷速度依存性, 土木学会論文集, No. 743/III-64, pp. 125-134, 2003.
 - 32) 高木知英, 木滑隆介, 末政直晃, 島田俊介, 後藤博子：薬液改良された地盤の力学特性に関する研究, 土木学会第58回年次学術講演会, pp. 1237-1238, 2003.
 - 33) 竹内惇, 赤木寛一, 高橋正光：薬液を混合した細粒分を含む土の力学特性, 第42回地盤工学研究発表会, pp. 663-664, 2007.
 - 34) 大野康年, 岡二三生, 小高猛司：薬液浸透注入を用いた土の吸出し防止における改良強度・層厚決定法, 第41回地盤工学研究発表会, pp. 783-784, 2006.
 - 35) 社団法人地盤工学会：地盤材料試験の方法と解説, 2009.
 - 36) 足立紀尚, 小川豊和：堆積軟岩の力学特性と破壊規準, 土木学会論文集, No. 295, pp. 51-63, 1980.

- 37) 石樽宏光, 小高猛司, 崔瑛: 供試体作製方法と締固め度がセメント固化処理粘土の三軸試験結果に及ぼす影響, 第24回中部地盤工学シンポジウム, pp. 27-30, 2012.
- 38) 飯尾正俊, 村瀬俊彰, 木下吉友, 関根悦夫, 村本勝己, 垂水尚志: 薬液注入固結砂の非排水三軸繰返し試験, 第34回地盤工学研究発表会, pp. 901-902, 1999.
- 39) 大島貴充, 風間基樹, 仙頭紀明, 河村健輔, 林健太郎: 溶液型薬液改良砂の液状化抵抗および繰返しせん断後の変形特性の評価, 土木学会論文集 C, Vol. 64, No. 4, pp. 732-745, 2008.
- 40) R. J. Krizek, D. F. Michel, M. Helal, R. H. Borden: Engineering properties of acrylate polymer grout, *Grouting, Soil Improvement and Geosynthetics*, Vol. 1, No. 30, pp. 712-724, 1992.
- 41) 小林晃, 龍岡文夫: セメント混合により改良した飽和軟弱粘性土の強度変形特性 III-排水せん断特性-, 東京大学生産研究所, 生産研究, Vol. 34, No. 10, pp. 422-424, 1982.
- 42) 片桐雅明, 大石幹太, 斎藤邦夫, 東健一, 高橋邦夫: 石炭灰とセメントを用いた改良土の三軸圧縮特性, 土木学会第53回年次学術講演会, pp. 90-91, 1998.
- 43) A. W. Bishop: Discussion on A. D. Penman (1953), *Geotechnique*, Vol. 4, No. 1 pp. 43-45, 1954.
- 44) B. Landanyi: Etude des relations entre les traintes et des deformations lors du cisaillement des sols pulverulents, *Annls Trav. Publ.*, No. 3, pp. 1-30, 1960.
- 45) P. L. Newland, B. H. Allely: Volume changes in drained triaxial tests on granular materials, *Geotechnique*, Vol. 7, No. 1, pp. 17-34, 1957.
- 46) P. W. Rowe: The stress-dilatancy relation for static equilibrium of an assembly of particles in contact, *Proceedings of Royal Society, Series A*, Vol. 269, pp. 500-527, 1962.
- 47) 社団法人土質工学会: 砂のせん断試験の一斉試験結果, セン断試験法委員会, 第2章, pp. 20-21, 1968.
- 48) 吉村優治, 小川正二: 粒状体の間隙比およびせん断特性に及ぼす一次性質の影響, 土木学会論文集, No. 487/III-26, pp. 99-108, 1994.
- 49) 木戸隆之祐, 肥後陽介, 高村福志: 三軸圧縮下の不飽和砂の進行的なせん断帯発達過程における間隙水の微視的特徴, 土木学会論文集 C(地圏工学), Vol. 73, No. 2, pp. 233-247, 2017.
- 50) D. C. Drucker, W. Prager: Soil mechanics and plastic analysis of limit design, *Quarterly of Applied Mathematics*, Vol. 10, No. 2, pp. 157-165, 1952.
- 51) S. A. F. Murrell: A criterion for brittle fracture of rocks and concrete under triaxial stress, and the effect of pore pressure on the criterion, *Proceedings 5th Symposium on Rock Mechanics*, The University of Minnesota, pp. 563-577, 1962.
- 52) A. A. Griffith: The phenomena of rupture and flow in solids, *Philosophical Transactions of Royal Society of London*, Series A, Vol. 221, pp. 163-198, 1921.
- 53) 小柳洽: コンクリートの高強度化とその限界, コンクリート工学, Vol. 14, No. 3, pp. 3-8, 1976.
- 54) F. A. McClintock, J. B. Walsh: Friction on Griffith cracks in rocks under pressure, *Proceeding of 4th U.S. National Congress of Applied Mechanics*, pp. 1015-1021, 1962.

第4章

非アルカリ系注入材による サンドゲルの強度発現機構の検討

4.1 サンドゲルの強度発現機構に関する概説

溶液型注入材によるサンドゲルの一軸圧縮強さは、ヒドロゲルのそれと比較して数倍～数十倍となることが知られており、「1.2 既往の研究」にて述べたような概念と式が提案されている¹⁾⁴⁾。しかし、これらのほとんどは実験結果を表すため、様々な実験係数を用いていることが多く、ヒドロゲルによる改良のメカニズムを十分に説明できるものとは言い難い。

特に、サンドゲルの耐久性を検討するうえでは、はじめに強度発現の要因を特定し、定量的に評価する必要がある。そして強度の低下（劣化現象）については、強度発現に寄与する要因のうち、劣化した項目とその程度を把握し、これが強度低下に及ぼす割合を評価することが重要となる。さらに、このような一連の検討を行うことより、耐久性が求められる地盤改良工事において、砂の諸特性に応じたヒドロゲルの性能の規定や、新しい注入材の開発においては、ヒドロゲルの目標性能を決定することが可能となる。

本章では、「第2章 主剤の種類と濃度がヒドロゲルの特性に及ぼす影響」で示したヒドロゲルの特性と、「第3章 注入材や砂の諸特性がサンドゲルの力学特性に及ぼす影響」で示したサンドゲルの特性および破壊規準より、非アルカリ系注入材による強度の発現機構と劣化要因について検討を行う。

4.2 強度発現機構の検討

4.2.1 ヒドロゲルの収縮に伴う骨格拘束圧の付与

本論文においても「3.3 サンドゲルの一軸圧縮試験」で示したように、既往の研究¹⁾⁴⁾と同様にサンドゲルの一軸圧縮強さはヒドロゲルのそれと比較して数倍～数十倍となる結果が得られている。また、本論文に用いた非アルカリ系注入材は、「2.3 ヒドロゲルの体積変化」に示したように、ゲル化後もシリカの高分子化は継続されるため、体積収縮が生じる結果が得られている。そしてサンドゲルの破壊規準は「3.6 サンドゲルの破壊規準について」で示したように、Mohr-Coulombの破壊規準またはGriffithの理論で表すことができることを確認した。

このような背景より本論文では、サンドゲルの一軸圧縮強さがヒドロゲルのそれと比較し大きくなる

要因として、ヒドロゲルの収縮に伴い砂骨格に付加拘束圧が付与されることを想定した。図-4.1はその概念図であるが、非アルカリ系注入材のゲル化は、シリカの粒子表面にあるシラノール基（OH⁻）がシロキサン結合によって三次元的に高分子化することにより流動性が失われる。そして、この反応は脱水現象を伴うものであり、ゲル化後も継続されるためヒドロゲルに体積収縮が生じる。

サンドゲルにおいても、間隙にあるヒドロゲルは砂粒子に付着しながら収縮しようとするものの、砂骨格によって収縮が制限される。その結果、ヒドロゲルが収縮しようとするポテンシャルによって骨格拘束圧 P_1 が生じるものと仮定した。

なお、ヒドロゲルの収縮に伴う拘束圧の発生については、Vipulanandan & Krizek⁴⁾も類似の検討を行っているが、彼らはヒドロゲルの弾性係数や体積変化率に関わらず拘束圧は一軸引張強さによって支配されると仮定している点と、サンドゲルの弾性係数を導き出すことに留まっている点で本論文とは異なっている。

また、図-4.2 はヒドロゲルの弾性係数 E_{50hg} とサンドゲルの弾性係数 E_{50sg} の関係であり、試料は相対密度 D_r が 60% の豊浦砂、使用した注入材は酸性系シリカグラウトである。シリカ濃度 C_s に一部異なるものが含まれているが、大きな違いとしてはコロイド含有率 C_c が挙げられる。この C_c の違いは「2.3 ヒドロゲルの体積変化」にて示したように、養生に伴う体積収縮率 ε_v に影響を及ぼし、 C_c が低いものほど ε_v は大きくなる。

まず、 ε_v に大きな差がない養生初期の E_{50hg} と E_{50sg} の関係に着目すると、 E_{50sg} は C_c に関わらず E_{50hg} に依存する傾向にある。しかし、養生に伴い ε_v に差が生じると、同程度の E_{50hg} であっても ε_v が大きくなる（ C_c が低い）ものほど E_{50sg} が高くなる。このような傾向について式(4.1)の複合材料の構成則と式(4.2)の拘束圧 p と弾性係数 E の関係を用い考察を行う。なお、式(4.2)は式(4.3)のせん断弾性係数 G と弾性係数 E および Iwasaki & Tatsuoka⁵⁾の提案する式を変換することにより求めたものである。

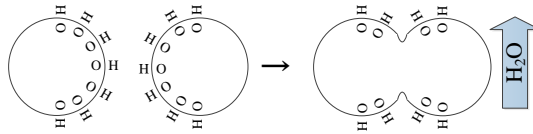
$$E_{sg} = (1-n)E_s + nE_{hg} \quad (4.1)$$

$$E_s = 24,200(1+\nu) \frac{(2.17-e)^2}{1+e} p^{0.4} \quad (4.2)$$

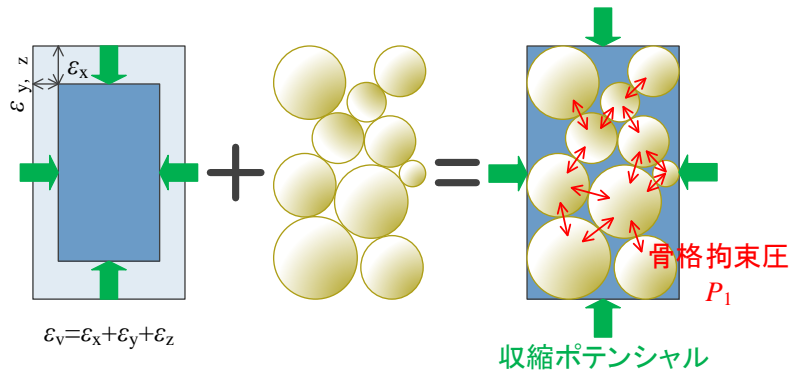
$$G = \frac{E}{2(1+\nu)} = 14,100 \frac{(2.17-e)^2}{1+e} p^{0.4} \quad (4.3)$$

ここで、 E_{sg} はサンドゲルの弾性係数、 E_s は砂骨格の弾性係数、 E_{hg} はヒドロゲルの弾性係数、 n は間隙率、 ν はポアソン比、 e は間隙比、 p は有効拘束圧、 G はせん断弾性係数である。

図-4.2 において E_{sg} が E_{hg} と比較して大きな値となる要因としては式(4.1)における E_s の増加によることが想定され、その因子としてはヒドロゲルの収縮により砂骨格を拘束する P_1 の発生によって式(4.2)の p が増加したものと考えられる。また、同程度の E_{50hg} であっても E_{50sg} が異なる要因としては、 ε_v の違いによって生じる P_1 の割合が異なることが指摘される。以上の検討結果より、本論文では P_1 をサンドゲルの強度発現に寄与するパラメータの一つとした。



(a) 非アルカリ系注入材の固化反応



(b) ヒドロゲルの収縮と骨格拘束効果

図-4.1 骨格拘束圧の発生（概念図）

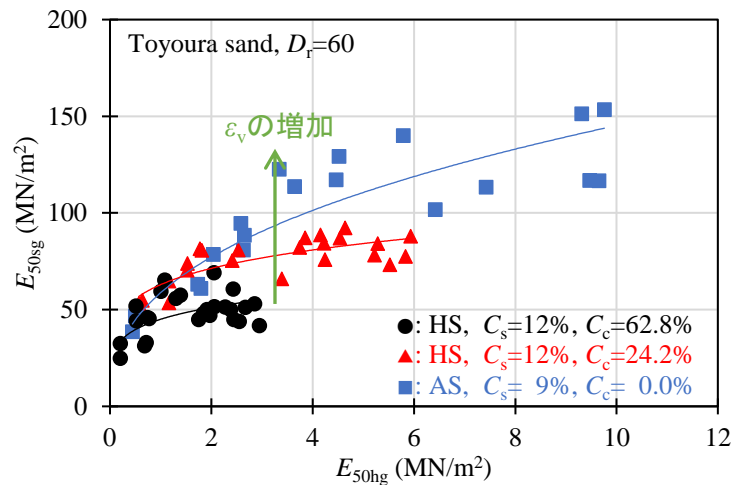


図-4.2 ヒドロゲルの弾性係数とサンドゲルの弾性係数

4.2.2 ヒドロゲルの諸特性を指標とした基本概念

ここでは、図-4.3 に示す Mohr-Coulomb 破壊規準をベースとした強度発現機構の検討を行う。まず、サンドゲル中の砂粒子に付着したヒドロゲルが体積収縮しようとする際、その収縮が砂の骨格により制限されることにより骨格拘束圧 P_1 が発生する。次に、供試体は圧縮時に圧縮軸の直交方向に膨張しようとするが、その変形をヒドロゲルの伸び剛性によって抵抗することで、変形時拘束圧 P_2 が生じる。さらに土間隙中に存在するヒドロゲル自身のせん断抵抗に応じた応力 P_3 が付与されると仮定している。ま

た，間隙にヒドロゲルがあることで，正のダイレイタンスーが増加し，せん断抵抗角が増加することが既往の研究^{6),7)}で指摘されており，本論文においても「3.5.6 CD 試験結果」に示したように確認がなされている．

これらを踏まえ，非アルカリ系注入材による改良強度は，ヒドロゲルの弾性係数と体積変化に由来した P_1 と P_2 の拘束圧付与と， P_3 によるせん断強度の付与，ダイレイタンスー改善によるせん断抵抗角の増加によって発現されていると考えた．そして，サンドゲルの一軸圧縮強さは Mohr-Coulomb 破壊規準に基づく骨格拘束モデルとして式(4.4)により算出できる．

$$q_{usgl} = \frac{2 \sin \phi_{sg}}{1 - \sin \phi_{sg}} (P_1 + P_2 + P_3) \quad (4.4)$$

ここで， q_{usgl} は一軸圧縮強さの算定値 (kN/m^2)， ϕ_{sg} は改良砂の内部摩擦角 ($^\circ$)， P_1 はヒドロゲルの体積収縮に伴う骨格拘束圧 (kN/m^2)， P_2 は圧縮ひずみに対する変形時拘束圧 (kN/m^2)， P_3 はヒドロゲルの粘着力に基づく拘束圧 (kN/m^2) である．

なお，変形時拘束圧 P_2 はサンドゲルとヒドロゲルの一軸圧縮試験結果などから得られるパラメータであり，式(4.5)により求められる．

$$P_2 = \frac{E_{hg}}{3(1-2\nu_{hg})} \varepsilon_{fsg} \quad (4.5)$$

$$\nu_{hb} = \nu_s(1-n) + \nu_{hg}n \quad (4.6)$$

ここで， P_2 は変形時拘束圧 (kN/m^2)， E_{hg} はヒドロゲルの弾性係数 (kN/m^2)， ν_{hb} は複合材としてのポアソン比， ε_{fsg} はサンドゲルの一軸圧縮試験における破壊ひずみ (%)， ν_s は未改良砂のポアソン比， ν_{hg} はヒドロゲルのポアソン比， n は間隙率 (%) である．

また，ヒドロゲルの粘着力による仮想的な拘束圧 P_3 は，せん断面にヒドロゲルが占める割合を考慮して，ヒドロゲルの粘着力 $q_{uhg}/2$ を拘束圧に割り戻した値として式(4.7)により求められる．

$$P_3 = n \frac{q_{uhg}}{2 \tan \phi} \quad (4.7)$$

ここで， P_3 はヒドロゲルの粘着力に基づく仮想的拘束圧 (kN/m^2)， n は間隙率 (%)， q_{uhg} はヒドロゲルの一軸圧縮強さ (kN/m^2)， ϕ は未改良砂の内部摩擦角 ($^\circ$) である．なお，このモデルを本論文では Model I と定義する．

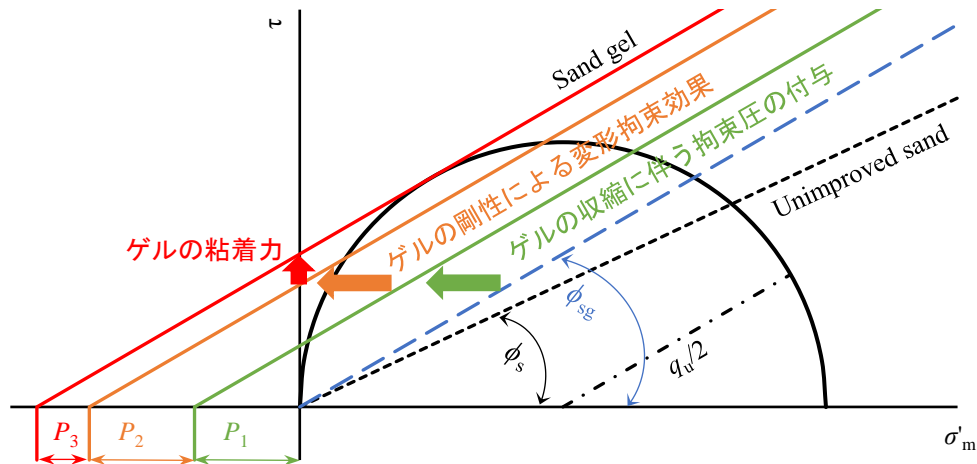


図-4.3 Mohr-Coulomb の破壊規準によるサンドゲルの強度発現機構 (Model I)

4.2.3 サンドゲルの引張強さを指標とする強度発現機構

「4.2.2 ヒドロゲルの諸特性を指標とした基本概念」では、ヒドロゲルの弾性係数により圧縮に対して変形を抑止する拘束効果として P_2 を、ヒドロゲルの粘着力に基づく仮想的な拘束圧として P_3 を想定している。なお、これらの指標となるヒドロゲルは「2.4 ヒドロゲルの一軸圧縮試験」にて示したように、経時的な劣化現象を生じない特性がある。一方で、「3.4.2 注入材のシリカ濃度と砂の粒径が割裂引張強さに及ぼす影響」で示したように、サンドゲルの割裂引張強さは一軸圧縮強さの経時変化に概ね対応する傾向を示し、強度の低下現象が生じる場合もある。

また、図-4.4 は相対密度 D_r が 60 % の豊浦砂をシリカ濃度 C_s が 12 % の酸性系シリカグラウトにより作製したサンドゲルの各種力学試験結果である。CD 試験の拘束圧 σ'_c が低い条件では、一軸圧縮試験における破壊ひずみ ε_f および一軸圧縮強さ q_{usg} 付近にて上降伏点が現れる。この時の体積ひずみ ε_v に着目すると、サンドゲルは膨張傾向にある。また σ'_c が高い条件においても、軸差応力 q -軸ひずみ ε_a 曲線が降伏するときの ε_v は同様に膨張傾向にある。

また CU 試験においては、载荷に伴い平均有効応力 p' は低下し、有効応力経路は Tension cut off line (TCL) に沿って q が上昇し、 q_{usg} 付近にて降伏する。そして、その後は限界状態線 (CSL) に沿って再び q は増加する。このような挙動はセメント改良土などで見られる傾向^{8),9)}であり、既往の文献⁸⁾では供試体は引張の状態で破壊に至ることを指摘している。

このような一連の試験結果より、サンドゲルの破壊は微視的に見ると砂粒子が引張の状態にて破壊に至ることが想定される。したがってここでは、サンドゲルの引張強さをパラメータの一つとしたモデルの検討を行った。

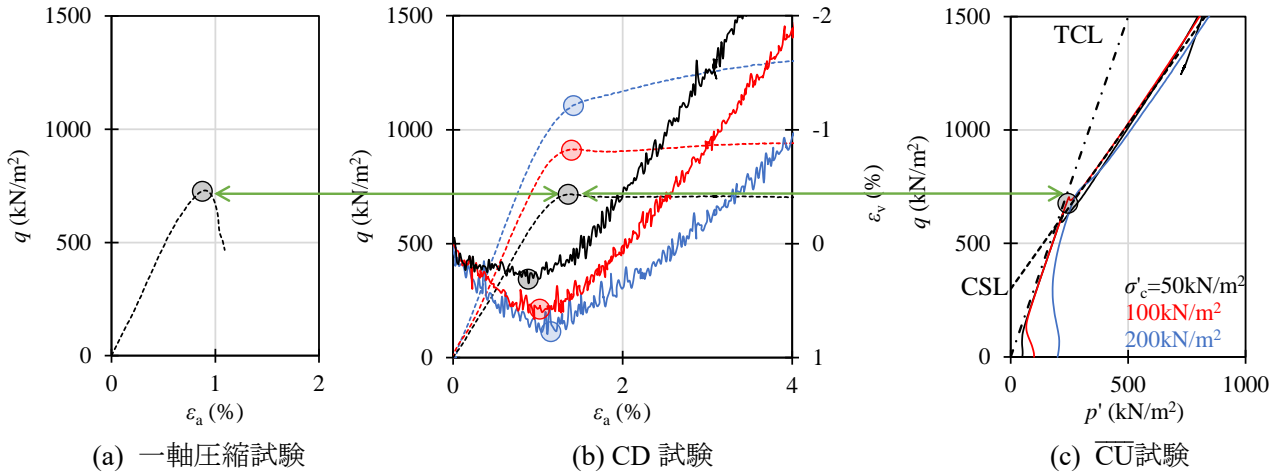


図-4.4 サンドゲルの力学試験結果

(1) 引張強さを指標とした Mohr-Coulomb の破壊規準に基づくモデル

引張強さを指標とした Mohr-Coulomb の破壊規準に基づくモデルを図-4.5 に示す。このモデルでは、
 载荷に伴いサンドゲル中の砂粒子には負のダイレイションが生じるため、砂粒子間のヒドロゲルは引張
 の状態となる。これと同時に、すべり面においては、骨格拘束圧 P_1 による摩擦抵抗が同時に作用するも
 のと仮定して、式(4.8)により求められる。

$$q_{\text{usgII}} = \frac{2 \sin \phi_{\text{sg}}}{1 - \sin \phi_{\text{sg}}} (P_1 + \sigma_{\text{tsg}}) \quad (4.8)$$

ここで、 q_{usgII} は一軸圧縮強さの算定値 (kN/m^2)、 ϕ_{sg} は改良砂の内部摩擦角 ($^\circ$)、 P_1 はヒドロゲルの体
 積収縮に伴う骨格拘束圧 (kN/m^2)、 σ_{tsg} はヒドロゲルの引張強さ (kN/m^2) である。なお、このモデルを
 本論文では Model II と定義する。

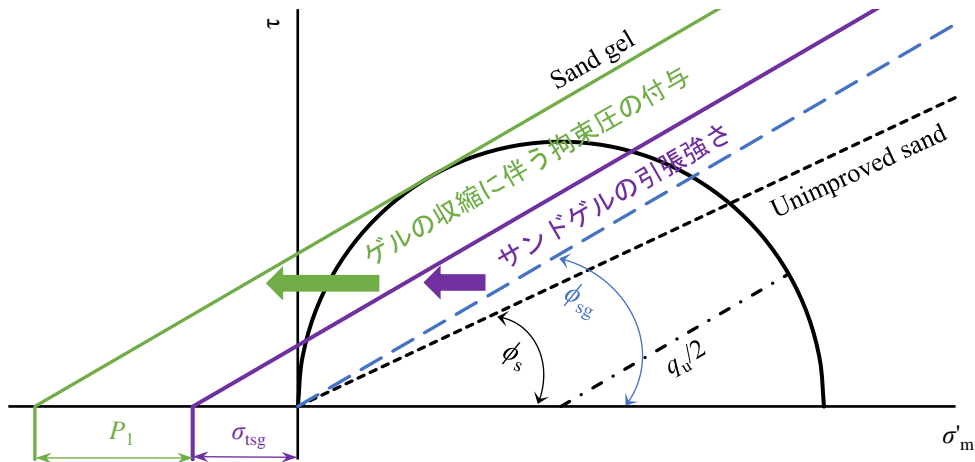


図-4.5 引張強さを指標とした Mohr-Coulomb の破壊規準に基づく強度発現機構 (Model II)

(2) 引張強さを指標とした Griffith の理論に基づくモデル

Mohr-Coulomb の破壊規準は三軸圧縮試験における最大軸差応力 q_{\max} を指標とする場合、試験結果を良く表す傾向 (図-3.56) にあるが、引張側の応力状態を表すことができない (図-3.54)。一方で Griffith の理論では引張側の応力状態を表すことが可能 (図-3.60) であることや、一次降伏応力により結果の整理を行った場合、一軸圧縮強さに対し拘束圧が低い条件では試験結果を概ね表す傾向 (図-3.61) にある。よって、ここでは Griffith の理論に基づくモデルの検討を行う。

引張強さを指標とした Griffith の理論に基づくモデルを図-4.6 に示す。このモデルでは図-4.5 に示したモデルと同様に、サンドゲルの一軸圧縮強さの発現は引張応力に基づくものであるが、これに骨格拘束圧 P_1 が付与することにより、破壊包絡線の有効応力 σ'_m が負の方向へシフトする。この結果、一軸圧縮試験における Mohr の応力円が拡大することを想定している。なお、このモデルによる一軸圧縮強さは式(4.9)により求められる。

$$q_{\text{usgIII}} = \frac{-8\sigma_{\text{tsg}} + \sqrt{64\sigma_{\text{tsg}}^2 - 64\sigma_{\text{tsg}}P_1}}{2} \quad (4.9)$$

ここで、 q_{usgIII} はサンドゲルの一軸圧縮強さの算定値 (kN/m^2)、 σ_{tsg} はサンドゲルの引張強さ (kN/m^2)、 P_1 はヒドロゲルの収縮に伴う骨格拘束圧 (kN/m^2) である。なお、このモデルを本論文では Model III と定義する。

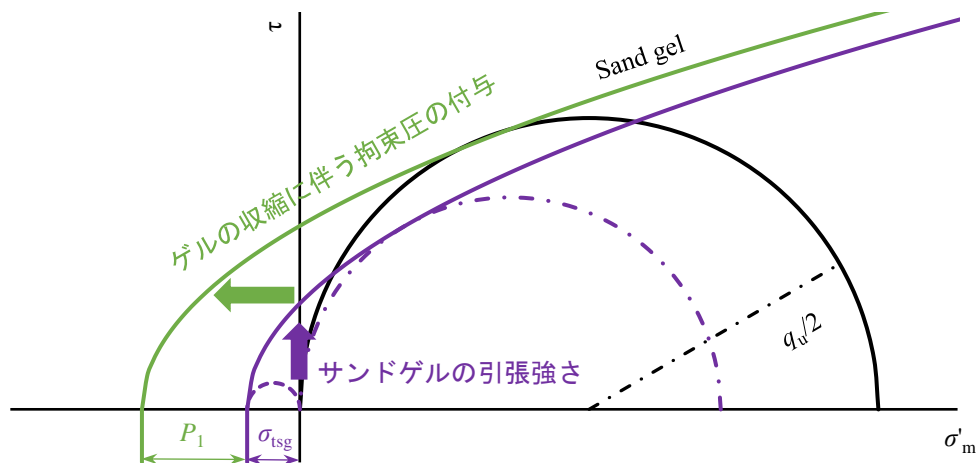


図-4.6 引張強さを指標とした Griffith の理論に基づく強度発現機構 (Model III)

4.3 強度劣化に関する考察

「4.2 強度発現機構の検討」で示したように、本論文における強度の発現機構はヒドロゲルの収縮に伴う骨格拘束圧 P_1 が支配的要因として捉えている。そして、強度劣化の要因としては、図-4.7 に示すように過剰な体積収縮が生じた場合、土粒子間にあるヒドロゲルのシリカのネットワークが切断されることが、砂粒子とヒドロゲルの付着が剥離することが想定される。

既往の研究^{10)~16)}ではアルカリ系注入材による強度劣化の要因として、一度ゲル化したシリカが未反応水ガラスのアルカリ成分によって再溶解することが指摘されており、化学的な劣化といえる。一方、非アルカリ系注入材におけるヒドロゲルの pH は中性から酸性領域にあることや、比表面積の小さい活性シリカコロイドを用いていることより、シリカの溶解量はほとんどない特性がある。さらに、「2.4 ヒドロゲルの一軸圧縮試験」にて示したように、ヒドロゲルの一軸圧縮強さは経時的に低下しないことから、非アルカリ系注入材においては化学的な劣化は殆ど生じないといえる。よって、非アルカリ系注入材によるサンドゲルの劣化現象は、ヒドロゲルの過剰な体積収縮に基づく物理的なものと定義される。

なお、図-4.8(a)は相対密度 D_r が 60 % の豊浦砂にシリカ濃度 C_s が 6 % ~ 12 % の酸性系シリカグラウトを用いて作製したサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} の経時変化であり、図-4.8(b)は図-4.8(a)の各材令におけるヒドロゲルの体積収縮率 ε_v と弾性係数 E_{50hg} の関係である。 C_s が 6 % のものに注目すると、 ε_v が -22 % 程度までは q_{usg} が増加傾向にあるが、それ以上の ε_v となると q_{usg} が低下する傾向にある。一方、 C_s が 12 % のものでは、 ε_v が -25 % 程度までは q_{usg} が増加傾向にあるが、それ以上の ε_v にて q_{usg} が低下する。なお、この時の E_{50hg} はそれぞれ 0.5 MN/m²、10.0 MN/m² である。

このように、 ε_v にはサンドゲルの強度増加に寄与するものの、過剰な ε_v が生じた場合、強度の低下現象を生じさせるものと思われる。そして、強度低下が生じる ε_v と E_{50hg} のしきい値は図-4.9 に示すように砂の粒径や密度によって異なる傾向にある。

このような劣化の機構について、加賀・森¹⁷⁾はヒドロゲルの体積変化とサンドゲルの変形係数に着目し、類似の検討を行っている。この検討では Griffith の理論を用い、ヒドロゲルの体積収縮によって土粒子間隙のヒドロゲルにクラックが生じ、サンドゲルの強度が低下するとしている。そして、検討結果としてサンドゲルの経時変化は、ヒドロゲルの体積収縮とサンドゲルの変形係数に支配されるが、体積変化による影響はそれほど大きくないとしている。このように、劣化現象について類似の要因を指摘しているが、加賀・森¹⁷⁾はヒドロゲルの体積収縮は劣化の要因であると指摘しているのに対し、本論文においては体積収縮が強度発現と劣化の要因であることを想定している点で異なる。

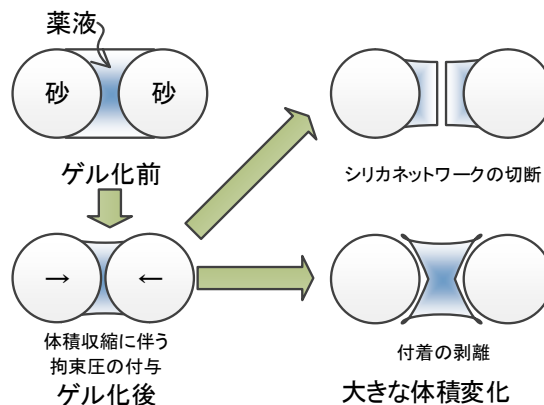
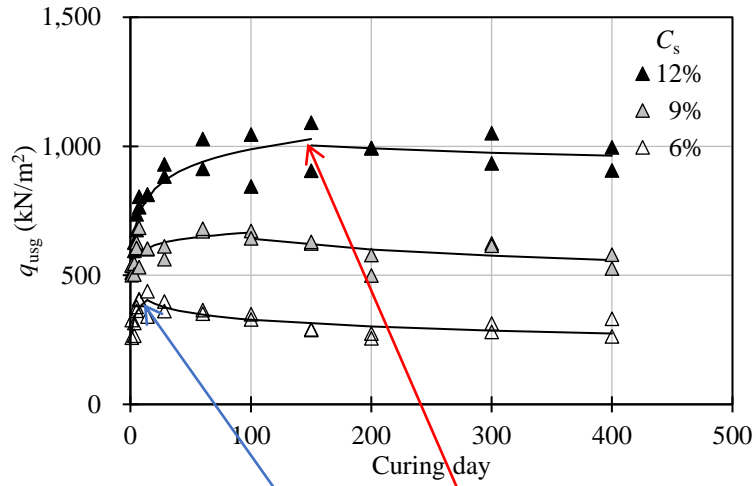
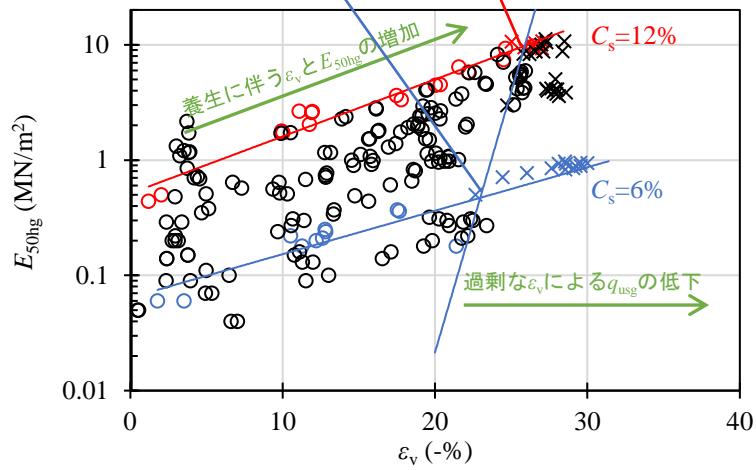


図-4.7 強度劣化の要因



(a) サンドゲルの一軸圧縮強さの経時変化



(b) 各材令におけるヒドロゲルの体積収縮率と弾性係数

図-4.8 ヒドロゲルの固化特性がサンドゲルの強度に及ぼす影響

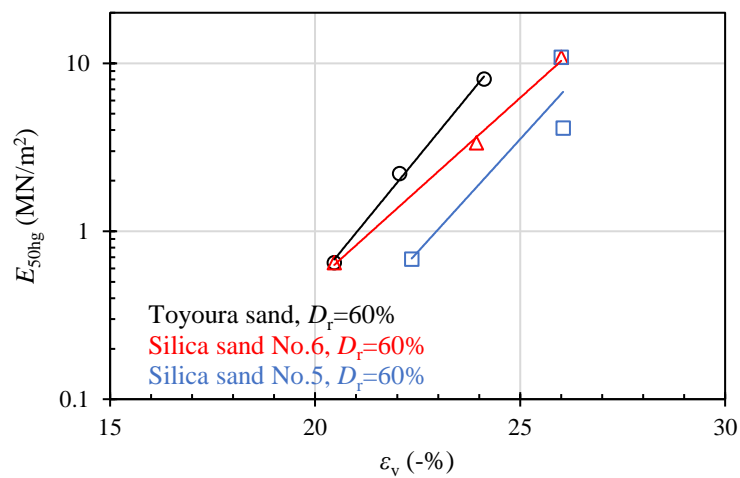


図-4.9 サンドゲルの強度低下が生じるときのヒドロゲルの体積収縮率と弾性係数のしきい値

4.4 サンドゲルの強度発現機構に関するまとめ

第4章では、「第2章 主剤の種類と濃度がヒドロゲルの特性に及ぼす影響」で示したヒドロゲルの特性と、「第3章 注入材や砂の諸特性がサンドゲルの力学特性に及ぼす影響」で示したサンドゲルの特性および破壊規準より、非アルカリ系注入材による強度の発現機構と劣化要因について検討を行った。

その結果、サンドゲルの一軸圧縮強さがヒドロゲルのそれと比較して大きくなるモデルとして、ヒドロゲルの体積収縮が砂骨格を拘束する効果を指摘し、Mohr-Coulomb の破壊規準と Griffith の理論を用いた3つのモデルを検討した。

また、養生に伴う一軸圧縮強さの低下は、過剰なヒドロゲルの体積収縮によって、砂粒子間にあるヒドロゲルのシリカネットワークの切断や、ヒドロゲルと砂粒子間の付着の剥離現象であることを想定した。

参考文献

- 1) Kaga, M. and Yonekura, R.: Estimation of strength of silicate grouted sand, *Soils and Foundations*, Vol.31 No.3, pp.43-59, 1991.
- 2) 森麟, 佐藤勝久: 結合剤による土の強度増加機構, 土と基礎, Vol. 16, No. 12, pp. 3-9, 1968.
- 3) 森麟, 伊藤雅夫: 結合剤で固結させた土の構造的粘着力, 土と基礎, Vol. 17, No. 6, pp. 11-18, 1968.
- 4) Vipulanandan, C. and Krizek, R. J.: Mechanical behavior of chemically grouted sand, *Journal of Geotechnical Engineering*, ASCE, Vol. 112, No. 9, pp. 869-887, 1986.
- 5) Iwasaki, T. and Tatsuoka, F.: Effects of grain size and grading on dynamic shear moduli of sands, *Soils and Foundations*, Vol. 17, No. 3, pp. 19-35, 1977.
- 6) 森麟, 田村昌仁: 薬液により固結した砂の粘着力とダイレイタンスーについて, 土木学会論文集, 第370号/III-5, pp. 123-132, 1986.
- 7) 森麟, 田村昌仁: 水ガラス系固結砂の強度に関する工学的特性, 土木学会論文集, 第370号/III-5, pp. 113-122, 1986.
- 8) 石樽宏充, 小高猛司, 崔瑛: 供試体作製方法と締固め度がセメント固化処理粘土の三軸試験結果に及ぼす影響, 第24回中部地盤工学シンポジウム, pp. 27-30, 2012.
- 9) Lee, H. W., Lee, F. H. and Chin, K. G.: Yielding of cement-treated marine clay, *Soils and Foundations*, Vol. 54, No. 3, pp. 488-501, 2014.
- 10) 三輪求, 米倉亮三: 水ガラス系グラウト材の基本的性質について, 土質工学論文報告集, Vol. 34, No. 3, pp. 113-121, 1994.
- 11) 米倉亮三, 島田俊介: 薬液注入における長期耐久性の研究, 土と基礎, Vol. 40, No. 12, pp. 17-22, 1992.
- 12) 川田聡志, 多賀玄治, 古城誠: 水ガラス系薬液の耐久性に関する考察 (ホモゲルからの離漿水の分析), 第32回地盤工学研究発表会, pp. 2279-2280, 1997.
- 13) 川田聡志, 古城誠: 水ガラス系薬液の耐久性に関する考察 (第二報), 第33回地盤工学研究発表会, pp. 2179-2180, 1998.
- 14) 長谷安浩, 古城誠: 水ガラス系薬液の耐久性に関する考察 (第三報), 第34回地盤工学研究発表会,

pp. 903-904, 1999.

- 15) 古城誠：水ガラス系薬液の耐久性に関する考察（第4報），第35回地盤工学研究発表会, pp. 1197-1198, 2000.
- 16) 古城誠：水ガラス系薬液の耐久性に関する考察（第5報），第36回地盤工学研究発表会, pp. 809-810, 2001.
- 17) 加賀宗彦，森麟：薬液注入におけるゲル化した注入材の安定性と固結砂強度の耐久性に関する基礎研究, 土木学会論文集, No. 496/V-24, pp. 31-40, 1994.

第5章

平行平板による収縮圧の測定

5.1 平行平板試験に関する概説

「第4章 非アルカリ系注入材によるサンドゲルの強度発現機構の検討」で示したように本論文ではサンドゲルの強度発現機構として、ヒドロゲルの固化反応に伴う体積収縮が砂骨格に拘束圧を付与するモデルの提案を行っている。また、サンドゲルの強度低下の要因としては過剰な体積収縮が生じた場合、砂粒子間にあるヒドロゲルのネットワークが切断することや、砂とヒドロゲルの付着が剥離することを想定している。

本章では、「3.3 サンドゲルの一軸圧縮試験」にてサンドゲルの一軸圧縮強さが経時的に低下する傾向を示した酸性系シリカグラウト（AS）を平行平板間にて養生し、ヒドロゲルの体積収縮に伴う収縮圧力を測定した。なお、収縮圧力に及ぼす影響を把握する目的で、注入材のシリカ濃度や平行平板の間隔を変化させた条件にて測定を行った。

5.2 試験概要

5.2.1 試験方法

ヒドロゲルの収縮に伴う圧力は、写真-5.1 および図-5.1 に示す装置を用い測定を行った。本装置は内径 ϕ が 51.0 mm のアクリル円柱に直径 D が 50.0 mm のガラス板（アズワン社製、石英板、 SiO_2 ）を接着した底蓋が取り付けられており、この容器は下フランジと上フランジの間にタイロッドを介して固定されている。また、上フランジには容量が 25.0 mm、最小目盛が 0.001 mm のマイクロメータ（Mitsutoyo 社製、MHK-25VR）の先端に、容量が 100 N または 200 N のロードセル（東洋測器社製、TCLS-10L または TCLS-20L）と D が 50.0 mm のガラス板が取り付けられている。

なお、平行平板にガラス板を用いたのは、「2.3.2 試験方法の検討」で示したように、ヒドロゲルの主成分はシリカ（ SiO_2 ）であり、同質のガラスへの付着力が強いことや、「3.2.1 使用材料」にて示したように砂の主成分がシリカであることによる。

試験ではこの上下のガラス板の間に注入材を投入し、平行平板の間隔が一定（定体積）の条件にて収縮圧を測定する。実験手順は初めに、マイクロメータとロードセルの間に設けられた固定治具を用いて上下のガラス板が平行となるように設置する。次にマイクロメータにより上ガラス板を引き上げ、注入材投入口より注入材を投入する。その後、試験装置を D が 280 mm、高さ h が 200 mm の密閉容器に入

れ、1 時間脱気する。脱気後、カラス板間が所定の高さとなるようにマイクロメータで調整し、注入材が上ガラス板よりオーバーフローする場合、その注入材を除去する。なお、アクリル容器の側壁には注入材が付着しないよう、グリスを薄く塗付する。

このように作製した試験装置を密閉容器に濡れたウェスと入れ、さらに写真-5.2 の恒温恒湿機（いすゞ製作所社製、HPAC-240-20）にて温度が 25 °C、湿度が 98 %以上の条件にて養生を行う。なお、ヒドロゲルやサンドゲルの力学試験に用いた供試体の養生は、室温に静置することにより行っているが、本試験では恒温恒湿機を用いている。これは、いくつかの収縮圧力測定を室温条件の下で行った結果、わずかな温度変化によるヒドロゲルの膨張収縮によって測定データに乱れが生じたため、これを防ぐ目的で使用了。

養生期間中のヒドロゲルの収縮に伴う圧力はデータロガー（共和電業社製、NTB-100A-120）を用いて所定時間ごとに読み取り、収縮圧力が低下するまで測定を継続する。

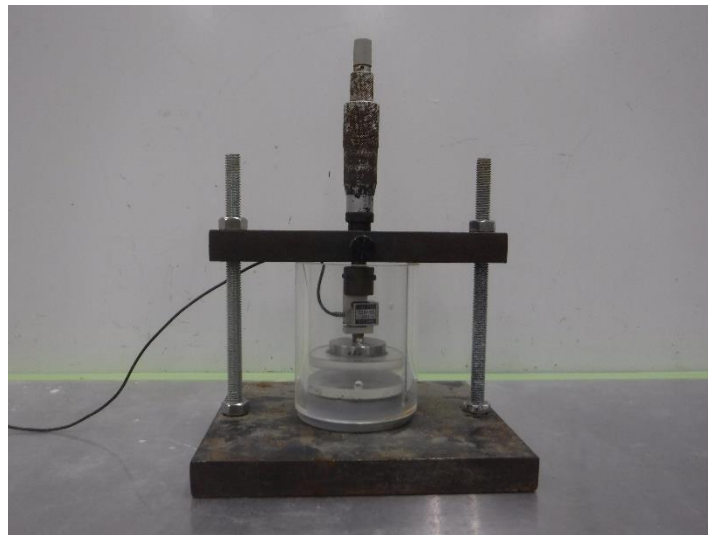


写真-5.1 平行平板による収縮圧力測定装置

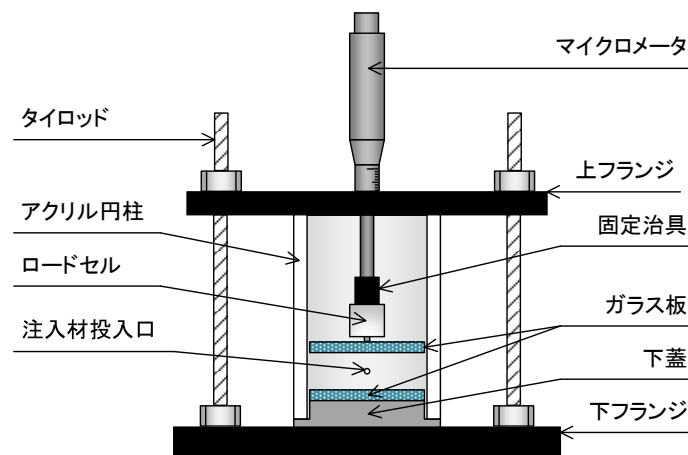


図-5.1 平行平板による収縮圧力測定装置の概略図



写真-5.2 平行平板試験に用いた恒温恒湿機
(いすゞ製作所社製, HPAC-240-20)

5.2.2 試験条件

平行平板試験に用いた配合を表-5.1に示す. 本試験では体積収縮に伴い生じる圧力を測定することを目的としているため, 「2.3 ヒドロゲルの体積変化」で示したように体積変化率 ε_v が大きい酸性系シリカグラウト (AS, モル比 $m=3.75$) を用いた. また, ε_v が同程度でも「2.4 ヒドロゲルの一軸圧縮試験」で示したようにシリカ濃度 C_s によって強度特性が異なるため, 3種類の濃度を選定した. なお, 注入材のゲルタイムは 180 min となるように中和率 n' にて調整を行った.

サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} は「3.3.5 砂の諸特性とヒドロゲルの強度特性を用いたサンドゲルの一軸圧縮強さの算定」で示したように, 砂の諸特性である平均粒径 D_{50} および間隙比 e , 均等係数 U_c から求められる間隙径深 h との相関性がある. h は間隙の大きさを表し, 透水係数 k の推定などに用いられる指標の一つである. サンドゲルにおいて同一の C_s の条件では, h の減少に伴い q_{usg} は大きくなる傾向を示した. このことより, 間隙の大きさがサンドゲルの強度発現割合に影響を及ぼすことが想定される. よって, 試験条件として平行平板の間隔 t を 10.0 mm ~ 0.4 mm の範囲でいくつか設定し, ε_v に伴う収縮圧力 P_s の測定を行った.

表-5.1 平行平板試験に用いた配合

Type	Molar ratio m	Colloid concentration C_c	Silica concentration C_s	Neutralization n'	Remark
AS	3.75	0.00 %	6.0 %	1.02	PR Silica
			9.0 %	1.05	
			12.0 %	1.20	

5.3 平行平板試験結果

5.3.1 材令と平行平板間隔の影響

平行平板試験におけるヒドロゲルの収縮圧力 P_s の経時変化を図-5.2 に示す。 P_s はシリカ濃度 C_s や平行平板の間隔 t に関わらず、設定したヒドロゲルのゲルタイム付近（180 min=0.125 day）から増加する傾向にある。また、その増加傾向は C_s ごとに一定であるが、収縮圧力の最大値 P_{smax} は t が小さいほど大きくなり、その養生日数は長くなる傾向にある。また、 P_{smax} 以降は脆性的に P_s が低下する傾向を示した。

本試験では、定体積の条件にて測定を行っているため、 t が大きいものほどヒドロゲルの体積は大きく、同一の材令における縦方向のひずみ量が大きくなる条件となる。したがって、計測される P_s は t が大きくなるほど高くなると予測されたが、いずれのシリカ濃度 C_s においても、実際には同一材令における P_s は t に関わらず同程度の値となっている。

これは、定体積となるように試験条件を設定しているが、実際にはヒドロゲル側方の変形が許容されていることや、試験後のヒドロゲルの状態を観察すると、 P_s の低下は平行平板に対し水平に割裂面が生じるのではなく、写真-5.3 に示すようにヒドロゲルには平行平板と直交する縦のクラックが無数に生じている。これより、ヒドロゲルの体積収縮率 ε_v が全て縦方向へのひずみエネルギーとなっていないことが想定される。

図-5.3 は t が 0.4 mm における各濃度の P_s の経時変化である。 C_s が高いものほど同一材令における P_s は高くなる。これは、ヒドロゲルの体積変化率 ε_v は図-2.15 に示したように C_s によって大きく変わらないが、図-2.18 や図-2.29 に示したようにヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} や割裂引張強さ σ_{thg} は C_s によって大きく異なる。よって、 P_s にはヒドロゲルの弾性係数 E_{50hg} が影響を及ぼしていることが想定される。ただし、 P_s は C_s が高いものほど、短い材令にて低下する傾向にあるが、これはメスフラスコにて材質や C_s を変化させた条件にて ε_v を測定した結果（図-2.11、図-2.12）、ヒドロゲルは同質のガラスに付着しやすく、 C_s が高いものほど剥離し易く、大きな ε_v が計測されていることより、ヒドロゲルの延性（ E_{50hg} ）が影響しているものと思われる。

図-5.4 はシリカ濃度 C_s ごとの平行平板の間隔 t と最大収縮圧力 P_{smax} の関係である。 P_{smax} は t の減少に伴い大きくなる傾向を示す。また、同一の t における P_{smax} を比較すると、 t が厚い条件では C_s が低いものほど P_{smax} は大きくなる傾向を示し、 t が薄い条件では C_s が高いものほど P_{smax} が大きくなる傾向を示した。これより、砂の粒径が小さいものほどサンドゲルに生じる骨格拘束圧は大きくなることが予測される。

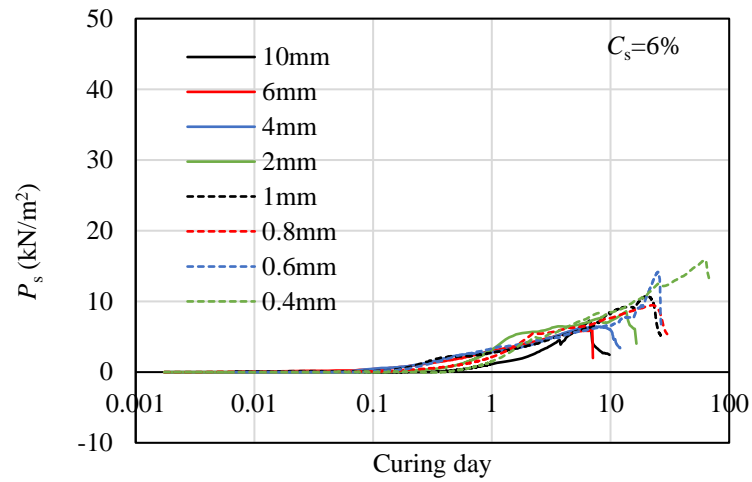
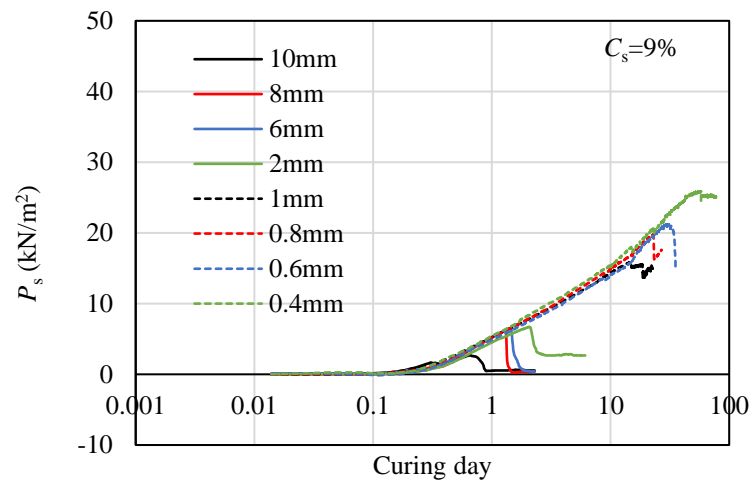
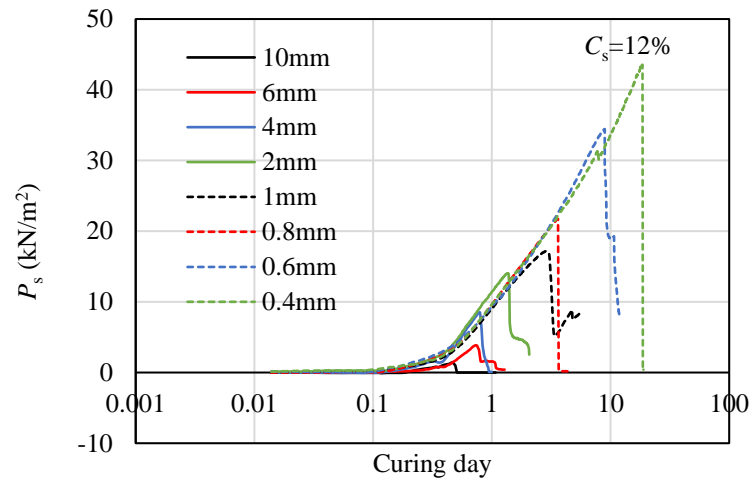

 (a) $C_s = 6\%$

 (b) $C_s = 9\%$

 (c) $C_s = 12\%$

図-5.2 収縮圧力の経時変化

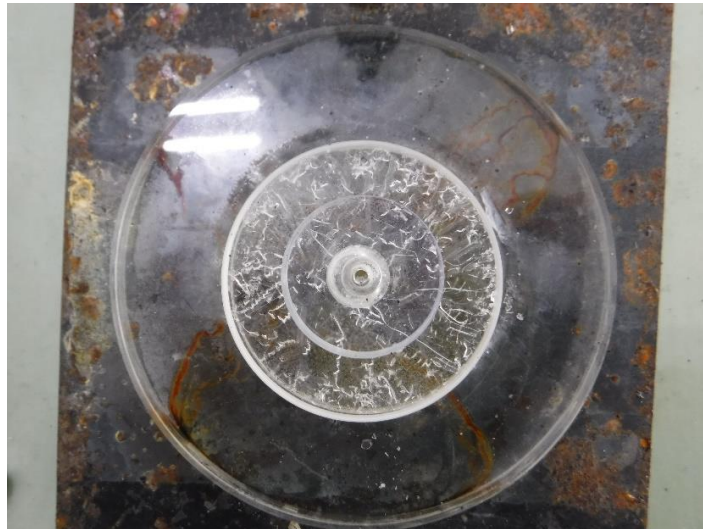


写真-5.3 平行平板間におけるヒドロゲルの収縮状態

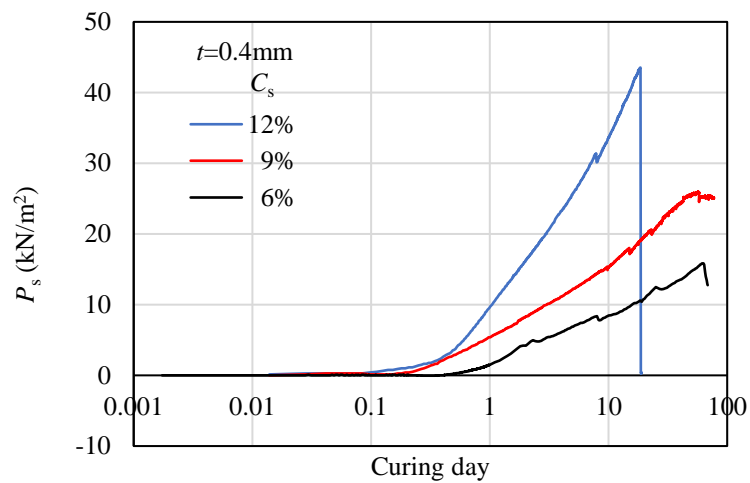


図-5.3 収縮圧力の経時変化

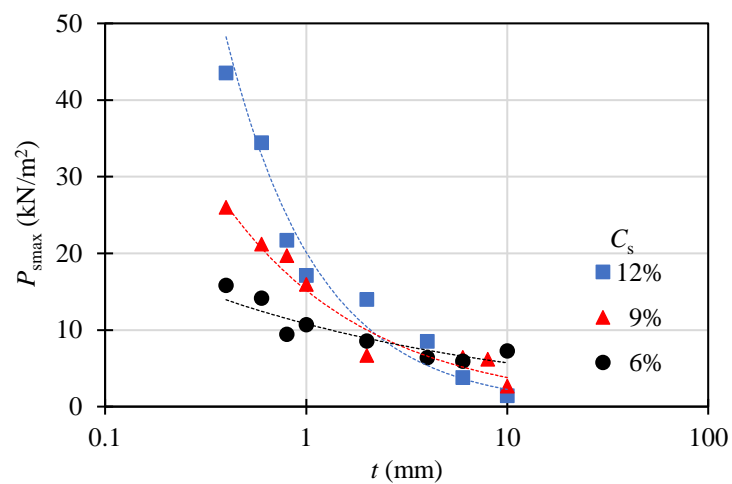


図-5.4 平行平板間隔と最大収縮圧力の関係

5.3.2 ヒドロゲルの物理特性が収縮圧力に及ぼす影響

図-5.5 に平行平板の間隔 t が 0.4 mm におけるヒドロゲルの体積収縮率 $-\varepsilon_v$ と収縮に伴う圧力 P_s の関係を示す。なお $-\varepsilon_v$ は P_s となる同一材令にて試験が実施されていないため、「2.3 ヒドロゲルの体積変化」で求めた ε_v を式(2.7)の双曲線モデルで近似することにより求めた。なお、図中の実線は P_s の測定値を、破線は $-\varepsilon_v$ が小さい領域における P_s の立上りを示している。

P_s はシリカ濃度 C_s に関わらず、 $-\varepsilon_v$ が小さい領域においてはほぼ線形的に立上る傾向を示すものの、 $-\varepsilon_v$ が 5 %程度以上となるとその線形関係から徐々に離れ、 P_s が低下していく傾向にある。また、 C_s が 6 %において $-\varepsilon_v$ が 6 %付近と 14 %付近にて、 C_s が 9 %においては $-\varepsilon_v$ が 19 %付近にて一時的な P_s の低下がみられる。このような現象は、写真-5.3 に示したヒドロゲルに部分的なクラックが生じたことによるものと考えられる。なお、同一の $-\varepsilon_v$ における P_s を比較すると、 C_s の増加に伴い P_s は大きくなる傾向を示した。

以上のことより、 P_s の大きさは $-\varepsilon_v$ のほかにヒドロゲルの弾性係数 E_{50hg} の影響を含むものと考えられる。そこで、 $-\varepsilon_v$ と E_{50hg} より P_s の推定値 P_{sc} を算定した。ここでは、ある弾性係数 (E_{50hg}) を有するヒドロゲルが平行平板間で三次元的に収縮し（その時の体積変化率を $-\varepsilon_v$ とする）、平行平板を引合せると仮定し、式(5.1)より求めた。

$$P_{sc} = E_{50hg} \cdot \frac{-\varepsilon_v}{3} \quad (5.1)$$

ここで、 P_{sc} はヒドロゲルの収縮に伴い発生する応力の推定値 (kN/m^2)、 E_{50hg} はヒドロゲルの一軸圧縮試験より求めた割線弾性係数 (kN/m^2)、 ε_v はヒドロゲルの体積変化率 (%) である。

図-5.6 は P_{sc} と P_s の関係である。 P_{sc} が低い領域においては、 P_s と概ね一致する傾向にあるが、 P_{sc} が大きくなると P_s は低くなる傾向を示す。このような関係は C_s に関わらず、累乗関数で表すことができる。

図-5.7 に「2.6 ヒドロゲルの割裂引張試験」にて求めたヒドロゲルの割裂引張強さ σ_{thg} と、収縮に伴う圧力の P_{smax} を示す。なお、 σ_{thg} は P_{smax} となる同一材令にて試験が実施されていないため、式(5.2)の双曲線モデルを用いた近似曲線より決定した。

$$\sigma_{thgx} = \frac{\sigma_{thgmax}}{(1+\alpha/x)} \quad (5.2)$$

ここで、 σ_{thgx} は材令 x 日におけるヒドロゲルの割裂引張強さ (kN/m^2)、 σ_{thgmax} はヒドロゲルの割裂引張強さの最大値 (kN/m^2)、 α は実験定数、 x は材令 (日) である。

ヒドロゲルの収縮圧力 P_s は σ_{thg} に達した際に最大値となるものと予測されたが、実際にはシリカ濃度 C_s に関わらず、 σ_{thg} の 2.0 倍となる傾向を示した。なお、 σ_{thg} に対するサンドゲルの割裂引張強さ σ_{tsg} は「3.4 サンドゲルの割裂引張試験」にて示したように、砂の種類ごとに累乗関数によって表すことができ、 σ_{tsg} は σ_{thg} に対して大きく、砂の粒径が小さいものほど大きな値が得られている。

このような傾向について接着剤の分野においては薄膜効果^{2),3)}と称されており、内部欠陥説や残留応

力の影響、塑性変形の拘束効果が主な要因として挙げられている。内部欠陥説とは、膜が薄くなることにより欠陥の数が少なくなり、早期破壊の確率が減るとされるものである。また、残留応力の影響とは、硬化過程における体積変化によって生じる内部応力が発生し、この応力は膜の厚さと伴に増加するものとされている。塑性変形の拘束効果とは、接着剤の変形係数に対し、はるかに大きな金属板を接着する場合、接着剤層の塑性変形が生じ難くなり、降伏点が上昇するとされるものである。

なお、薬液注入工法の分野において、森ら^{4),5)}はサンドゲルの粘着力は薄膜粘着力と構造的粘着力の二成分から成り立つものとし、薄膜粘着力は膜厚が薄くなるほど増加するものであることを示している。

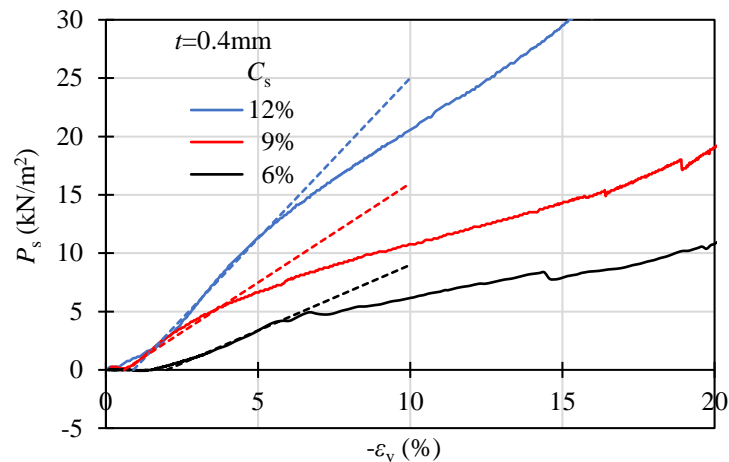


図-5.5 ヒドロゲルの体積収縮率と収縮圧力

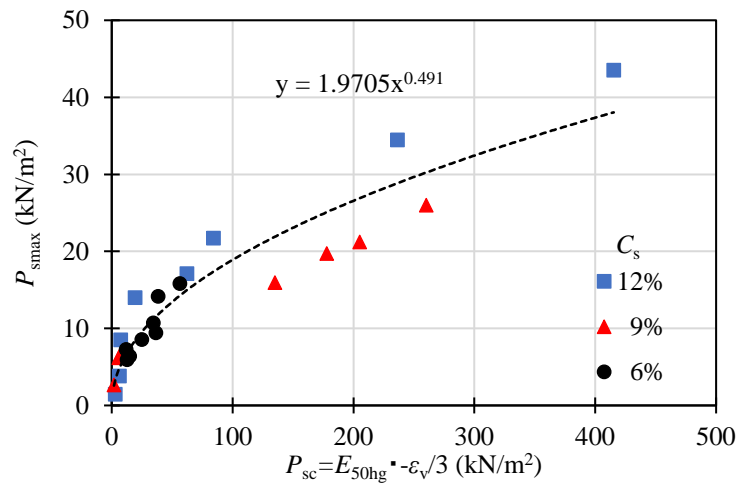


図-5.6 ヒドロゲルの物性より求めた収縮圧力と測定値

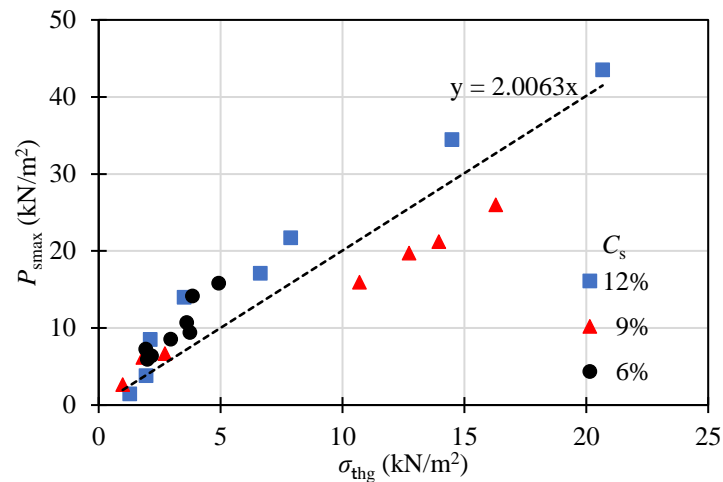


図-5.7 ヒドロゲルの割裂引張強さと最大収縮圧力の関係

5.4 平行平板による収縮圧の測定結果に関するまとめ

第5章では、3種類のシリカ濃度の酸性系シリカグラウトによるヒドロゲルを平行平板間で養生し、体積収縮に伴う圧力の測定を試みた。なお、サンドゲルの一軸圧縮強さは用いた砂の粒径や密度などによって異なることより、数パターンの平行平板の間隔にて試験を実施した。

その結果、以下の知見を得ることができた。

- (1) 平行平板にてヒドロゲルを養生することにより、収縮に伴う圧力を測定することができ、同一のシリカ濃度および材令における収縮圧力は平行平板の間隔に関わらず概ね同程度の値が計測された。
- (2) 同一のシリカ濃度において、平行平板間隔が小さいものほど収縮圧力の最大値は大きくなり、最大収縮圧力となるまでの材令は長くなる。
- (3) 同一の材令および平行平板の間隔において、収縮圧力はシリカ濃度が高いものほど大きくなる。
- (4) 収縮圧力はヒドロゲルの割裂引張強さより大きな値となる。

以上のように、第5章では平行平板試験によりヒドロゲルの収縮圧力を測定した結果、収縮圧力はヒドロゲルの弾性係数と体積収縮率に起因するものと思われる。また、最大収縮圧力は平行平板の間隔に依存することより、サンドゲルに生じる収縮圧力は粒径や密度によって異なることが想定される。

参考文献

- 1) 福田光治, 宇野尚雄: 透水係数に関する粒度分布と間隙指標, 土木学会論文集, No. 561/III-38, pp. 193-204, 1997.
- 2) 大和達実, 白浜升章, 原悟: 塩化ゴム接着剤の膜の厚さの影響, 日本ゴム協会誌, Vol. 30, No. 11, pp. 842-847, 1957.
- 3) 中尾一宗: 最近の接着技術の動向と将来への展望, 溶接学会誌, Vol. 56, No. 2, pp. 83-90, 1987.
- 4) 森麟, 佐藤勝久: 結合剤による土の強度増加機構, 土と基礎, Vol. 16, No. 12, pp. 3-9, 1968.
- 5) 森麟, 伊藤雅夫: 結合剤で固結させた土の構造的粘着力, 土と基礎, Vol. 17, No. 6, pp. 11-18, 1968.

第 6 章

弾性波試験による砂・ヒドロゲル・ サンドゲルの諸特性について

6.1 弾性波試験に関する概説

「第 4 章 非アルカリ系注入材によるサンドゲルの強度発現機構の検討」で示したように本論文ではサンドゲルの強度発現機構として、ヒドロゲルの固化反応に伴う体積収縮が砂骨格に拘束圧を付与するモデルの提案を行っている。よって、砂骨格に生じる応力状態を把握することが非常に重要となるが、これを直接的に計測することはできないのが現状である。

そこで、本章では未改良砂とヒドロゲル、サンドゲルを対象に弾性波試験を実施し、P 波速度と S 波速度を測定し、その結果よりせん断弾性係数やポアソン比などの物理特性を得た。なお、砂は 3 種類の珪砂を用い、未改良砂では拘束圧を変化させた条件にて試験を実施し、ヒドロゲルとサンドゲルでは 3 濃度の酸性系シリカグラウトを用い、材令ごとに標準大気圧状態で試験を実施した。そして、砂骨格に生じる拘束圧は、未改良砂における拘束圧とせん断弾性係数の関係式にサンドゲルのせん断弾性係数を代入することにより算定することを試みた。

6.2 試験概要

6.2.1 試験装置

本論文では弾性波試験としてベンダーエレメント (BE) 法を用い、未改良砂とヒドロゲル、サンドゲルの P 波速度 V_p (Primary wave velocity) と S 波速度 V_s (Secondary wave velocity) を測定した。試験に用いた装置の構成を写真-6.1～写真-6.5 に示す。本試験装置は、ファンクションジェネレータ (エヌエフ回路設計ブロック社製, WF1973) から送信された単一サイン波をバイポーラ電源 (エヌエフ回路設計ブロック社製, HSA4011) にて増幅し、発信用の BE に振動を与える。振動は供試体を伝播して受信用の BE が振動し、電圧が出力される。この電圧をオシロスコープ (Keysight Technologies 社製, DSO3062A) にて計測する。なお、これらの電源は無停電電源装置 (OMRON 社製, BU75RW) により供給した。

試験に用いた BE は図-6.1 に示すように、2 枚のセラミックの間にシム材を挟むバイモルフ型アクチュエータであり、並列結線では P 波を、直列結線では S 波を送受信することが可能である。なお、この

圧電素子は防水および絶縁の目的でエポキシ樹脂によりコーティングがされており，PP 製ソケットから 4.0 mm 張り出した状態でシリコンシーラントによって固定がされている。

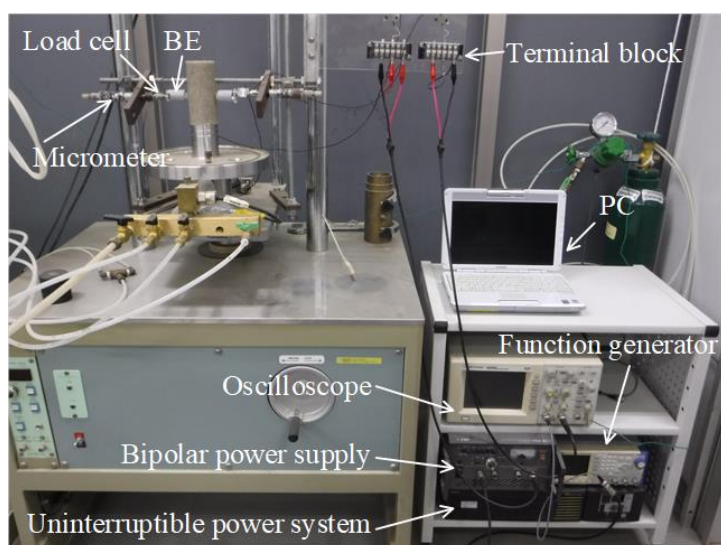


写真-6.1 弾性波試験装置



写真-6.2 ファンクションジェネレータ
(エヌエフ回路設計ブロック社製，WF1973)

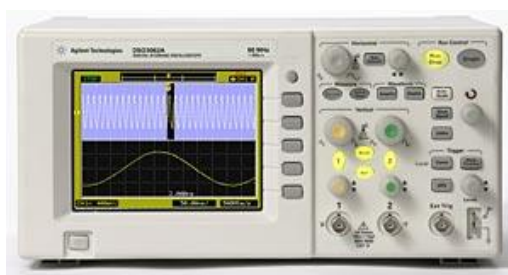


写真-6.3 オシロスコープ
(Keysight Technologies 社製，DSO3062A)



写真-6.4 バイポーラ電源
(エヌエフ回路設計ブロック社製, HS A4011)



写真-6.5 無停電電源装置
(OMRON 社製, BU75RW)

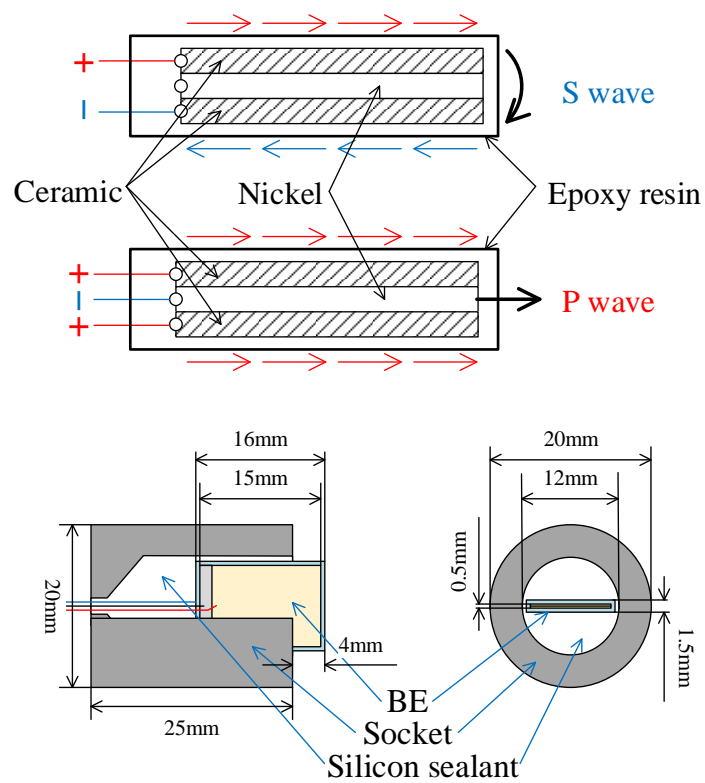


図-6.1 BE の概略図

6.2.2 測定方法

未改良砂における供試体の設置状況を写真-6.6 に示す．なお，本装置は容量が 25.0 mm，最小目盛が 0.001 mm のマイクロメータ（Mitsutoyo 社製，MHK-25VR）の先端に容量が 100 N のロードセル（東洋測器社製，TCLS-10L）とベンダーエレメント（BE）が取り付けられている．未改良砂ではメンブレンと真空ポンプによる負圧によって自立が可能であり，拘束圧 σ'_c と初期せん断弾性係数 G_0 の関係を求めるため，負圧を変えた条件で試験を実施した．なお，BE の設置個所となるメンブレン部分には，写真-6.7 に示す様にあらかじめ BE より少し大きめの穴をあけ，厚さ t が 0.25 mm，幅 B が 5.0 mm，長さ L が 15.0 mm のステンレス板が取り付けられている．

一方，ヒドロゲルとサンドゲルの測定では写真-6.8 に示す様にメンブレンを用いず，直接 BE を供試体に接触させて測定を行っている．これは，弾性波試験を実施した後，一軸圧縮試験に使用するため，それぞれの供試体を乱さないことを目的としている．よって，BE の設置荷重は 2.0 N 以下となるようにロードセルにて確認を行いながら BE を設置した．

P 波および S 波における試験は ± 1 V の単一サイン波を用い，供試体ごとに適切な 3 種類の周波数 f を選定し試験を実施した．なお，BE への送信波はバイポーラ電源を用い， ± 50 V に増幅している．また，それぞれの f において発進波の位相を 180° 変換した試験を行うことにより，伝播時間 δt の特定を行っている． δt の特定方法はいくつかあるが，本試験において δt は送信波と受信波の立ち上がりの時間差とする start-to-start 法¹⁾によって求めた．

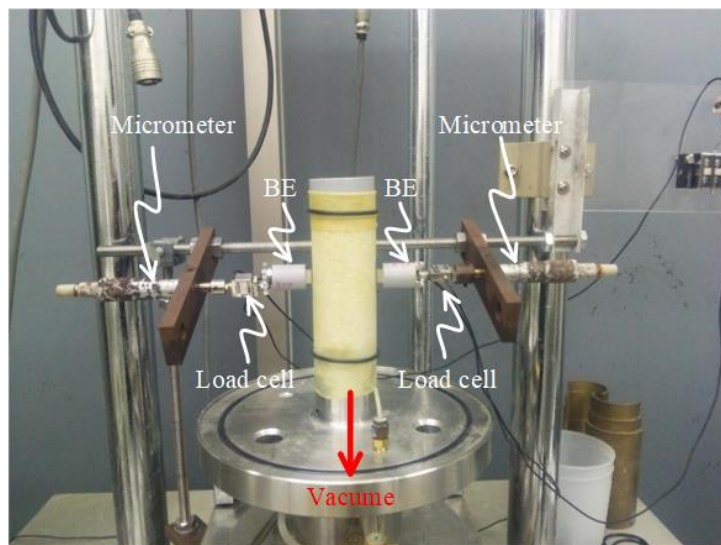


写真-6.6 未改良砂における弾性波試験実施状況



写真-6.7 未改良砂の弾性波試験に用いたゴムメンブレン



写真-6.8 サンドゲルにおける弾性波試験実施状況

6.2.3 試験条件

本章で用いた注入材は、酸性系シリカグラウト AS（モル比 $m=3.75$ ）である。これは、「2.3 ヒドロゲルの体積変化」で示したように、この注入材のヒドロゲルの体積変化が大きいことや、この注入材によるサンドゲルの一軸圧縮強さは「3.3 サンドゲルの一軸圧縮試験」で示したように、養生初期に増加した後、減少して一定値に収束する傾向を示す。なお、化学的劣化がほとんどないことより、強度の経時的変化に及ぼす要因を物理的なものに限定し、本論文にて提案する強度の発現と劣化の機構を検証するのに適した材料であることによる。

ヒドロゲルの弾性波試験における試験条件を表-6.1 に示す。試験に用いたシリカ濃度 C_s は 6%, 9%, 12% のものであり、材令は 1 日 ~ 300 日の間で試験を実施した。なお、供試体は「2.3 ヒドロゲルの体積変化」で示した作製方法によるものであり、円柱状のものを使用した。

未改良砂とサンドゲルの弾性波試験における試験条件を表-6.2 に示す。本章では 3 段階の相対密度 D_r に調整した 3 種類の珪砂を用いた。未改良砂では、拘束圧 σ'_c とせん断弾性係数 G_{0s} の関係を求める目的で、 σ'_c を変えた条件にて弾性波試験を実施した。一方、サンドゲルではヒドロゲルの強度特性や体積収縮が弾性波速度に及ぼす影響を把握する目的で C_s や材令が異なる条件にて弾性波試験を実施した。なお、サンドゲルは「3.2.2 供試体作製方法」に示した作製方法によるものであり、円柱状のものを使用した。なお、いずれの供試体においても弾性波試験に先立ち、高さ h と直径 D 、質量 m を測定し、密度 ρ_t を算出している。

表-6.1 ヒドロゲルの弾性波試験条件

Grout	Molar ratio m	Silica concentration C_s	Curing day	Remark
Acidic silica grout	3.75	6 %	1, 3, 7, 14, 28 80, 180, 300	PR silica
		9 %		
		12 %		

表-6.2 未改良砂とサンドゲルの弾性波試験条件

Sand	Relative density D_r	Silica concentration C_s	Curing day	Confining pressure σ'_c
Toyoura sand	40 %	-	-	10, 40, 70, 98 kN/m ²
		6 %	14	Standard atmospheric pressure
		9 %		
		12 %		
	60 %	-	-	10, 40, 70, 98 kN/m ²
		6 %	1, 3, 7, 14, 28 80, 180, 300	Standard atmospheric pressure
		9 %		
		12 %		
	80 %	-	-	10, 40, 70, 98 kN/m ²
		6 %	14	Standard atmospheric pressure
		9 %		
		12 %		
Silica sand No.6	40 %	-	-	10, 40, 70, 98 kN/m ²
		6 %	14	Standard atmospheric pressure
		9 %		
		12 %		
	60 %	-	-	10, 40, 70, 98 kN/m ²
		6 %	1, 3, 7, 14, 28 80, 180, 300	Standard atmospheric pressure
		9 %		
		12 %		
	80 %	-	-	10, 40, 70, 98 kN/m ²
		6 %	14	Standard atmospheric pressure
		9 %		
		12 %		
Silica sand No.5	40 %	-	-	10, 40, 70, 98 kN/m ²
		6 %	14	Standard atmospheric pressure
		9 %		
		12 %		
	60 %	-	-	10, 40, 70, 98 kN/m ²
		6 %	1, 3, 7, 14, 28 80, 180, 300	Standard atmospheric pressure
		9 %		
		12 %		
	80 %	-	-	10, 40, 70, 98 kN/m ²
		6 %	14	Standard atmospheric pressure
		9 %		
		12 %		

6.3 未改良砂の弾性波試験結果

6.3.1 未改良砂の弾性波試験における時刻歴と材料物性値

未改良砂の弾性波試験結果の一例を図-6.2, 図-6.3 に示す. 試験条件は, 試料が珪砂 6 号, 相対密度 D_r が 60 %, 拘束圧 σ'_c が 70 kN/m² であり, 周波数 f は S 波で 8 kHz ~ 15 kHz, P 波では 20 kHz ~ 40 kHz にて実施した結果である.

S 波の伝播時間 δt はいずれの f においても 0.24 ms 前後であり, この値より S 波速度 V_{ss} は 211 m/sec が求まる. S 波の到達直前にみられるノイズは near-field-effect²⁾ と呼ばれる P 波に起因するものである. また, P 波の δt は 0.133 ms であり, P 波速度 V_{ps} として 372 m/sec が求まる.

このように求めた V_{ss} および V_{ps} を用い, 式(6.1) ~ 式(6.4)により求められる σ'_c ごとの珪砂 6 号, D_r が 60 %における材料物性値を表-6.3 に示す.

$$\nu = \frac{(V_p/V_s)^2 - 2}{2[(V_p/V_s)^2 - 1]} \quad (6.1)$$

$$G_0 = \frac{\rho V_s^2}{1,000} \quad (6.2)$$

$$E_0 = 2G_0(1 + \nu) \quad (6.3)$$

$$K = \frac{2G_0(1 + \nu)}{3(1 - 2\nu)} \quad (6.4)$$

ここで, V_p は P 波速度 (m/sec), V_s は S 波速度 (m/sec), ρ は密度 (g/cm³), ν はポアソン比, G_0 は初期せん断弾性係数 (MN/m²), E_0 は初期弾性係数 (MN/m²), K は体積圧縮係数 (MN/m²) である.

未改良砂では試料の種類や D_r に関わらず σ'_c の増加に伴い, V_{ss} , V_{sp} , G_{0s} , E_{0s} , K_s は増加し, ν_s は低下する傾向を示した.

表-6.3 弾性波試験結果より得られた未改良砂の材料物性値 (珪砂 6 号, $D_r=60\%$)

σ'_c	kN/m ²	10	40	70	98
ρ_d	g/cm ³	1.42	1.42	1.42	1.42
V_{ss}	m/sec	144	187	211	228
V_{ps}	m/sec	289	345	372	405
ν_s		0.336	0.293	0.261	0.268
G_{0s}	MN/m ²	29.2	49.2	63.2	73.6
E_{0s}	MN/m ²	78.0	127.3	159.5	186.7
K_s	MN/m ²	79.2	102.4	111.2	134.0

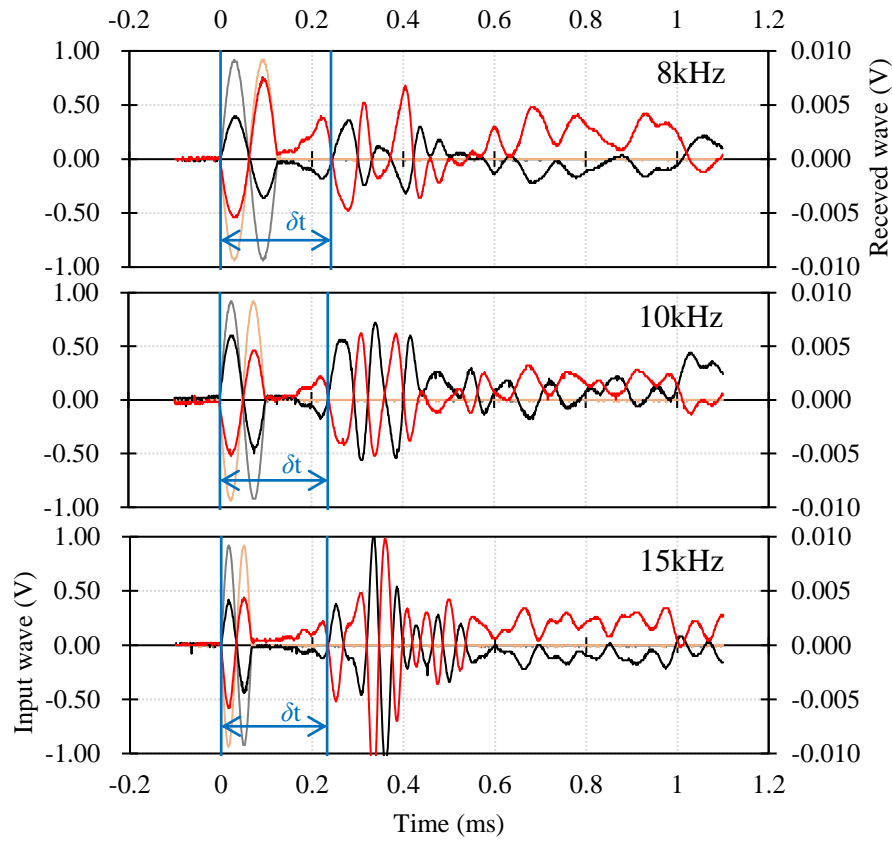


図-6.2 未改良砂の S 波速度試験の時刻歴（珪砂 6 号， $D_r=60\%$ ， $\sigma'_c=70\text{ kN/m}^2$ ）

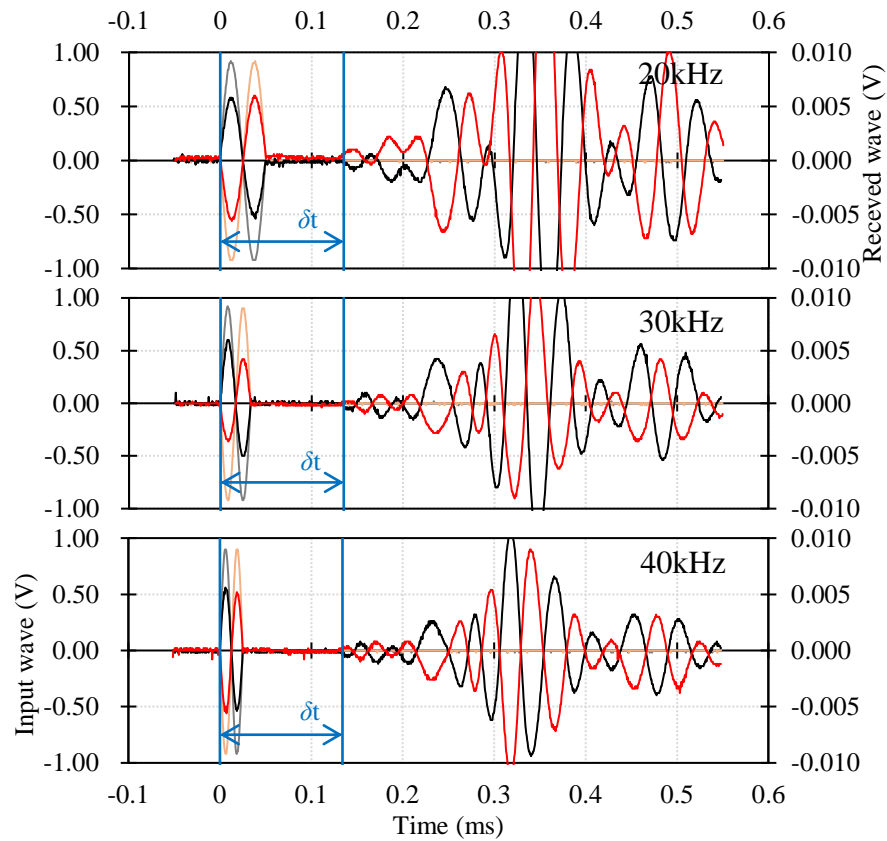


図-6.3 未改良砂の P 波速度試験の時刻歴（珪砂 6 号， $D_r=60\%$ ， $\sigma'_c=70\text{ kN/m}^2$ ）

6.3.2 試験装置の検証

ベンダーエレメント (BE) 法によるの砂の初期せん断弾性係数に関する一斉試験³⁾によると, BE は試料に挿入された状態で設置されており, その挿入長は 1.2 mm ~ 14.0 mm であり, 平均値は 6.0 mm となっている. しかし, 本試験装置ではメンブレンと負圧により自立した試料に対し, BE を貫入しない方法によって測定を行っているため一般的な方法とは言えない.

そこで, 試験結果の妥当性を検証する目的で, 吉川ら⁴⁾が Iwasaki & Tatsuoka⁵⁾の提案する乾燥砂の G_0 に関する式(6.5)を V_s , V_p の式に変換した式(6.6), 式(6.7)との比較を行った. なお, 参考文献 4), 5)では CGS 単位系にて表記されているが, ここでは SI 単位系にて表記し, 係数については補正を行っている.

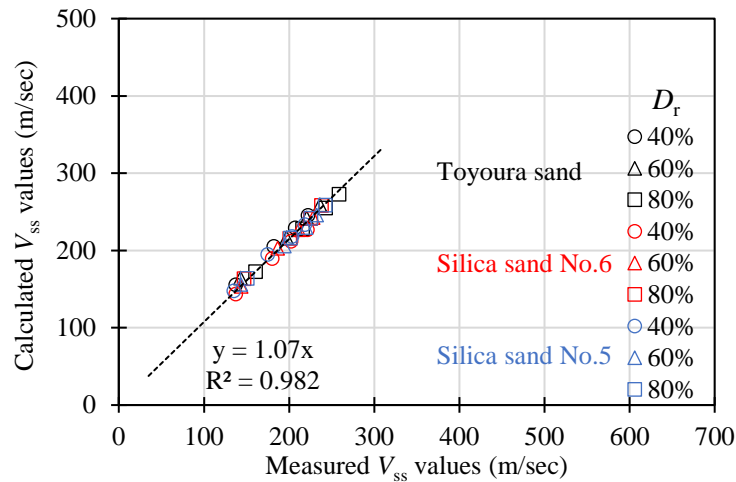
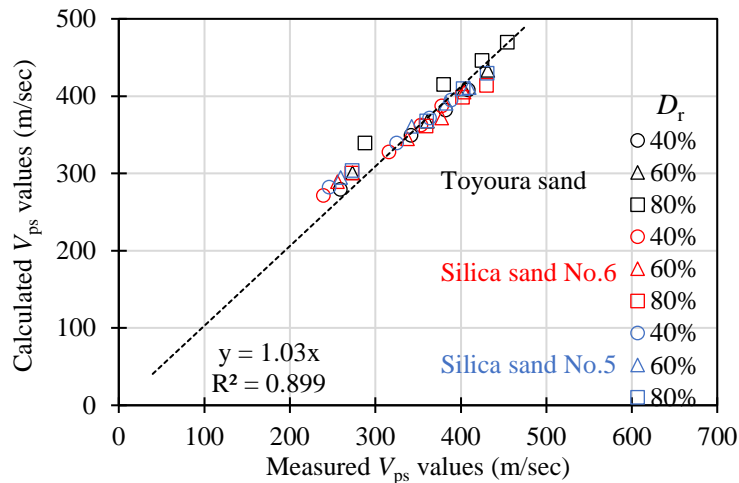
$$G_0 = 14,100 \frac{(2.17-e)^2}{1+e} p^{0.4} \quad (6.5)$$

$$V_s = \left[138,000 \frac{1}{\rho_d} \frac{(2.17-e)^2}{1+e} \right]^{0.5} p^{0.2} \quad (6.6)$$

$$V_p = \left[384,000 \frac{1}{\rho_d} \frac{(2.17-e)^2}{1+e} \right]^{0.5} p^{0.2} \quad (6.7)$$

ここで, G_0 は $\gamma=10^{-6}$ ひずみにおけるせん断弾性係数 (kN/m^2), e は間隙比, p は有効拘束圧 (kN/m^2), ρ_d は砂の乾燥密度 (kN/m^3), V_s , V_p は弾性波速度 (m/sec) である.

図-6.4 は本試験で得られた V_{ss} の測定値と式(6.6)による算定値の関係であり, 図-6.5 は V_{ps} の測定値と式(6.7)による算定値の関係である. 測定値に対する算定値は V_{ss} で 1.07 倍, V_{ps} では 1.03 倍となり, 概ね一致する傾向を示した. 以上の結果より, 本試験装置は BE を供試体に貫入しない方法であり, 一般的な試験法³⁾とは異なるものの, 既往の研究成果⁴⁾⁻⁶⁾と同等の試験結果が得られることを確認した.


 図-6.4 V_{ss} の実測値と算定値

 図-6.5 V_{ps} の実測値と算定値

6.3.3 未改良砂における拘束圧と初期せん断弾性係数およびポアソン比の関係

図-6.6 ~ 図-6.8 に未改良砂における拘束圧 σ'_c と初期せん断弾性係数 G_{0s} の関係を示す。いずれの相対密度 D_r においても G_{0s} は σ'_c の増加に伴い大きくなる傾向を示し、その関係は D_r ごとに累乗近似曲線で表すことができる。また、同一の σ'_c における G_{0s} は、 D_r が高くなるほど大きくなる傾向を示す。

図-6.9 ~ 図-6.11 に未改良砂における σ'_c とポアソン比 ν_s の関係を示す。 ν_s は σ'_c の増加に伴い低下する傾向を示し、同一の σ'_c では D_r に関わらず同程度の値となる傾向を示した。

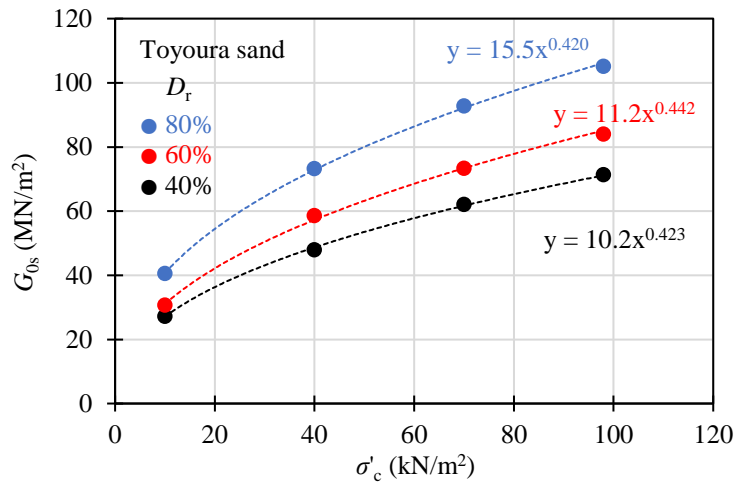


図-6.6 未改良砂における拘束圧と初期せん断弾性係数の関係（豊浦砂）

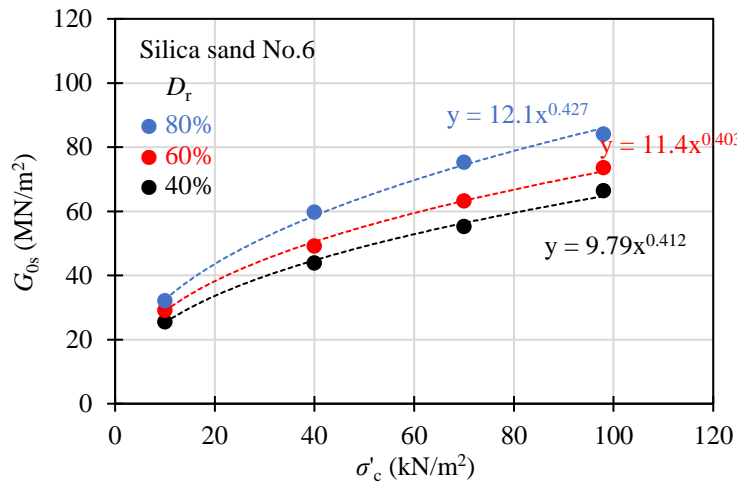


図-6.7 未改良砂における拘束圧と初期せん断弾性係数の関係（珪砂 6 号）

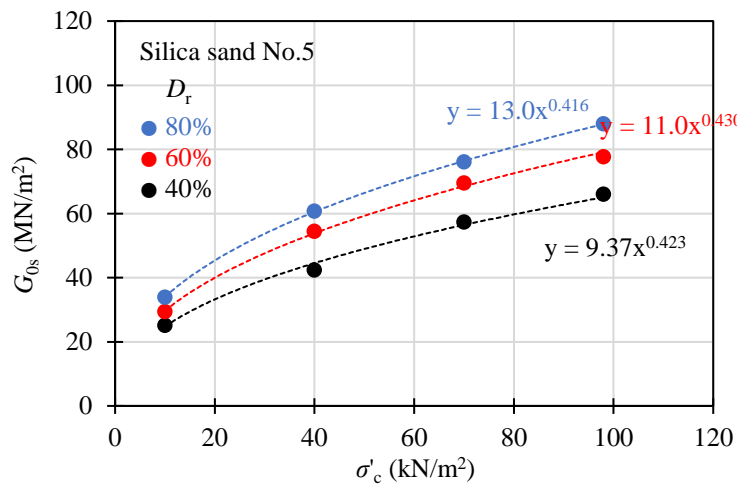


図-6.8 未改良砂における拘束圧と初期せん断弾性係数の関係（珪砂 5 号）

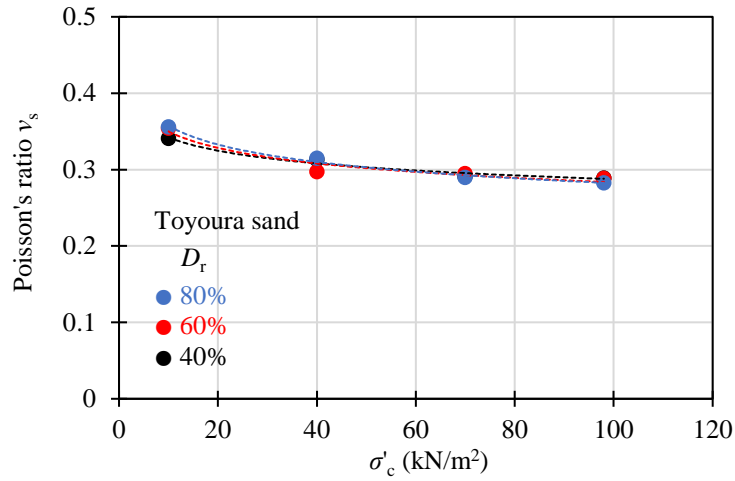


図-6.9 未改良砂における拘束圧とポアソン比の関係（豊浦砂）

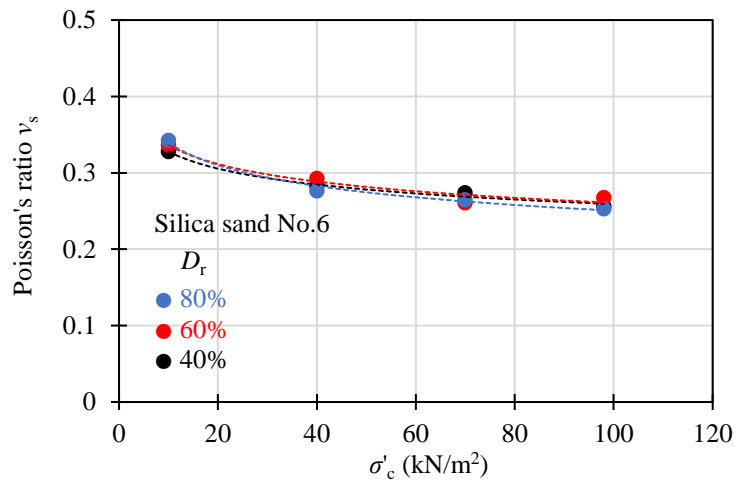


図-6.10 未改良砂における拘束圧とポアソン比の関係（珪砂 6 号）

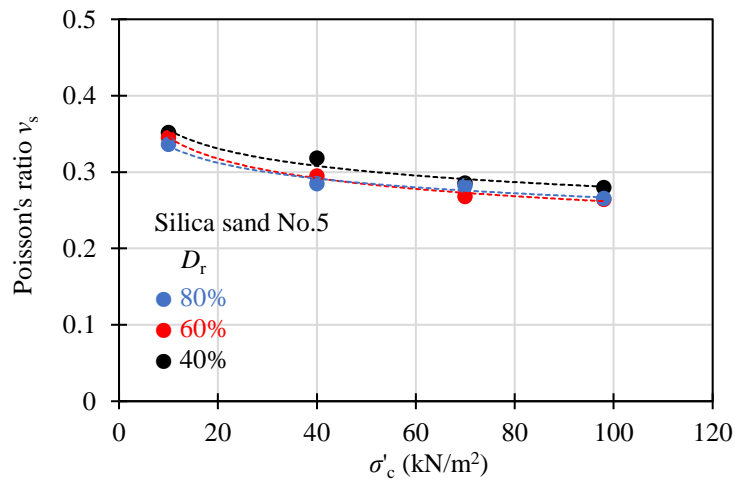


図-6.11 未改良砂における拘束圧とポアソン比の関係（珪砂 5 号）

6.4 ヒドロゲルの弾性波試験結果

6.4.1 ヒドロゲルの弾性波試験における時刻歴と材料物性値

ヒドロゲルの弾性波試験結果の一例を図-6.12, 図-6.13 に示す. これは, 材令 14 日におけるシリカ濃度 C_s が 9 % の供試体に対して, S 波で 1 kHz ~ 4 kHz, P 波で 60 kHz ~ 100 kHz の周波数 f で測定された結果である.

また, 表-6.4 は材令 14 日における C_s ごとのヒドロゲルの S 波速度 V_{shg} , P 波速度 V_{phg} と, この値より求められる材料物性値を取りまとめたものであり, 表中の ρ_{thg} はヒドロゲルの湿潤密度, ν_{hg} はヒドロゲルのポアソン比, G_{0hg} はヒドロゲルの初期せん断弾性係数, E_{0hg} はヒドロゲルの初期弾性係数, K_{hg} はヒドロゲルの体積弾性係数を表している.

ヒドロゲルの V_{phg} は水の V_p と同程度の値 (1,500 m/sec) であり, V_{shg} の数十倍以上の値となっている. その結果, ヒドロゲルのポアソン比 ν_{hg} は約 0.5 となっている. なお, 榎本ら⁷⁾がヒドロゲルの V_{shg} , V_{phg} の測定を行った結果, V_{phg} は本試験結果と同様に, 水のそれに近い 1,489 m/sec が得られているが, V_{shg} は測定不能であり, ヒドロゲルはせん断剛性を持たないとしている. しかし, 本試験では V_{shg} が測定可能であり, この値から求められるヒドロゲルの初期せん断剛性 G_{0hg} は $0.06 \text{ MN/m}^2 \sim 3.48 \text{ MN/m}^2$ ($C_s=6\% \sim 12\%$, 材令 1 日 ~ 300 日) であった.

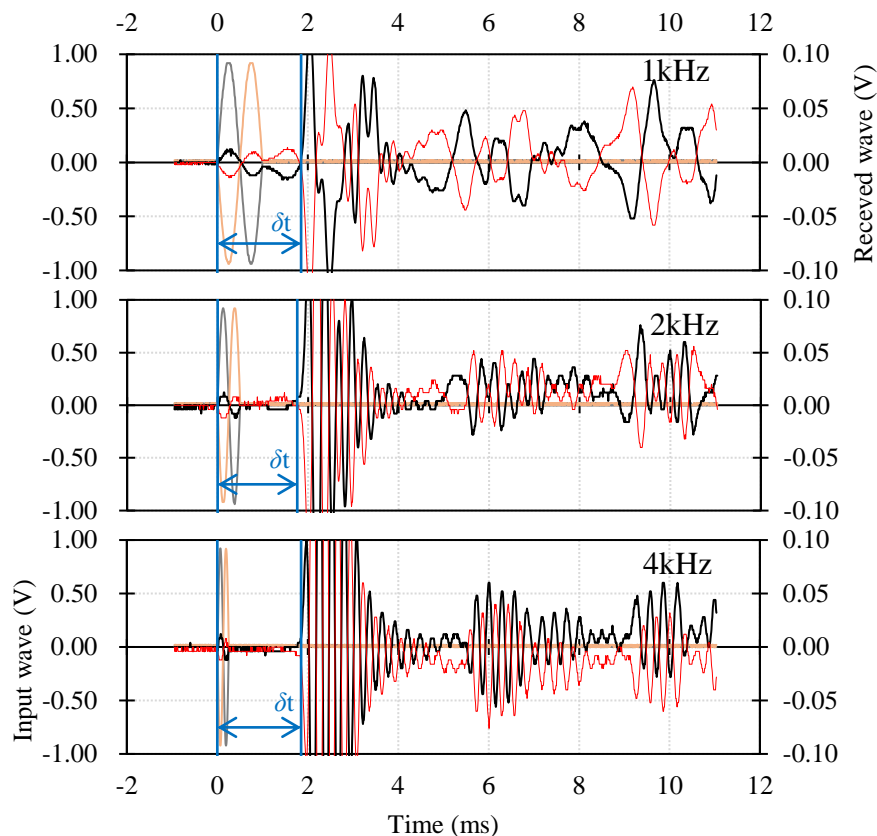


図-6.12 ヒドロゲルの S 波速度試験の時刻歴 ($C_s=9\%$, 材令 14 日)

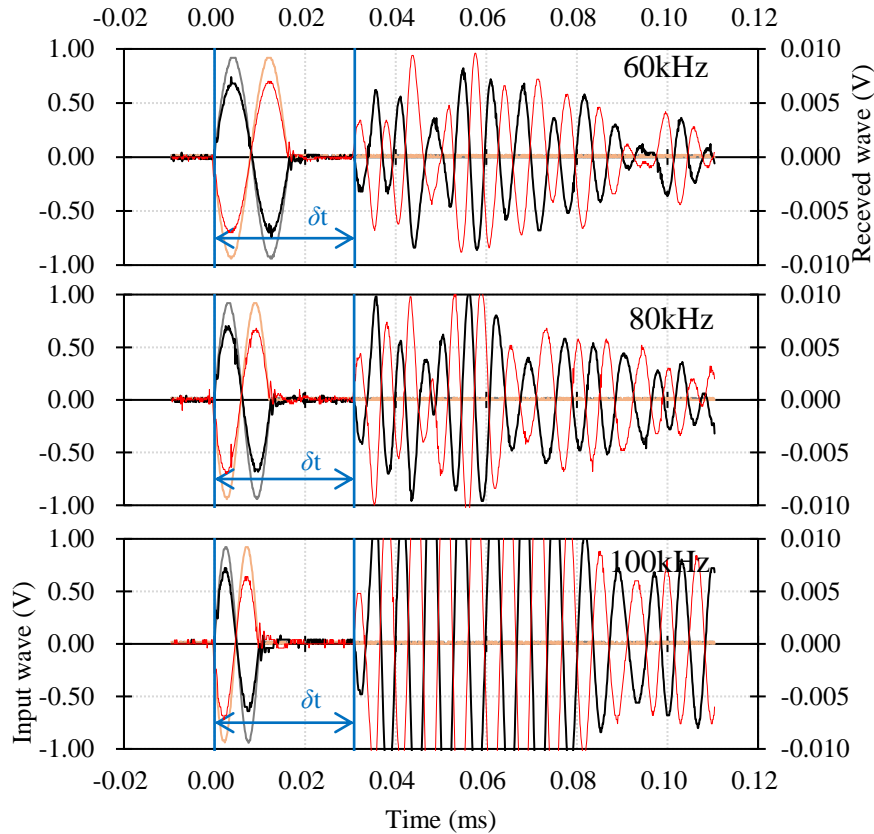

 図-6.13 ヒドロゲルの P 波速度試験の時刻歴 ($C_s=9\%$, 材令 14 日)

表-6.4 材令 14 日におけるヒドロゲルの材料物性

C_s	%	6	9	12
ρ_{thg}	g/cm^3	1.09	1.12	1.18
V_{shg}	m/sec	13.9	25.4	35.8
V_{phg}	m/sec	1480	1502	1511
ν_{hg}		0.500	0.500	0.500
G_{0hg}	MN/m^2	0.21	0.73	1.51
E_{0hg}	MN/m^2	0.63	2.18	4.54
K_{hg}	MN/m^2	2380	2531	2687

6.4.2 ヒドロゲルの材料物性値の経時変化

図-6.14 に S 波速度 V_{shg} , P 波速度 V_{phg} の経時変化を示す。 V_{shg} は養生に伴い高くなる傾向を示し、同一の材令においてはシリカ濃度 C_s が高いものほど高くなる傾向が見られた。一方、 V_{phg} は養生に伴い低下する傾向を示し、 C_s に対する一定の傾向が見られない。 V_{phg} の低下はヒドロゲルの成分のほとんどが水分であるため、弱材令では水の V_p と同程度の値となるが、固化反応によってヒドロゲルは脱水収縮し、固体のような振舞いをすることによるものと思われる。

その結果、図-6.15 に示すようにヒドロゲルのポアソン比 ν_{hg} は材令初期において水のそれと同程度である 0.5 となり、養生に伴い低下する傾向を示す。なお、同一材令における ν_{hg} は C_s が高いものほど低くなる傾向を示す。

また、図-6.16 はヒドロゲルの初期せん断弾性係数 G_{0hg} の経時変化であるが、 G_{0hg} は養生に伴い増加した後、一定値に収束する傾向を示す。なお、同一材令における G_{0hg} は C_s が高いものほど大きくなる傾向を示す。

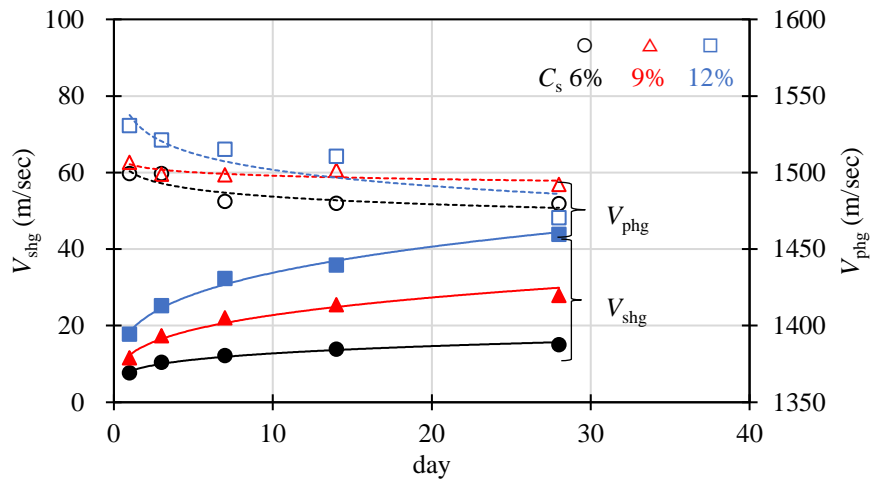


図-6.14 ヒドロゲルの S 波速度と P 波速度の経時変化

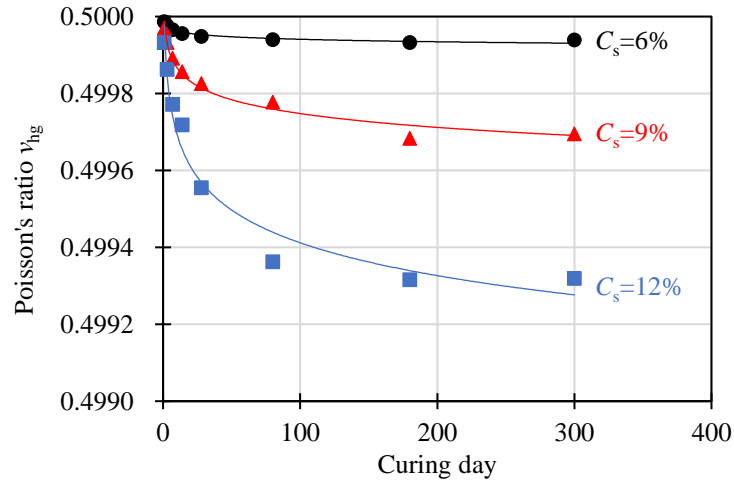


図-6.15 ヒドロゲルのポアソン比の経時変化

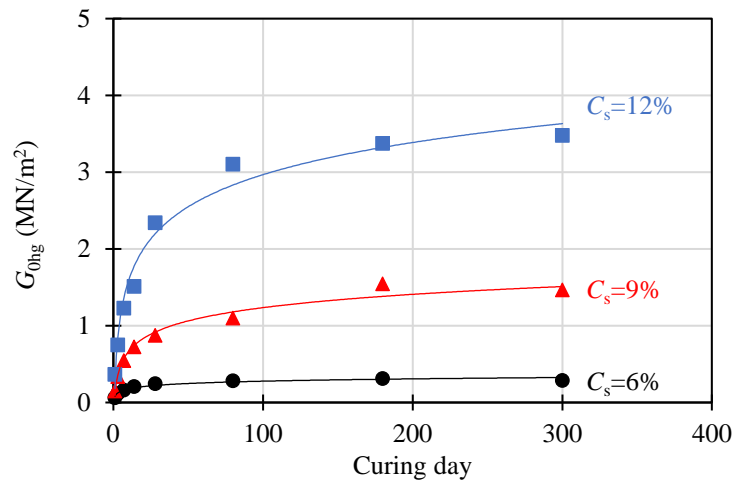


図-6.16 ヒドロゲルの初期せん断弾性係数の経時変化

6.4.3 ヒドロゲルの強度特性と材料物性値の関係

図-6.17 に「2.4 ヒドロゲルの一軸圧縮試験」にて求めたヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} と、ヒドロゲルの初期せん断弾性係数 G_{0hg} およびポアソン比 ν_{hg} の関係を示す。 q_{uhg} の増加に伴い、 G_{0hg} は C_s や材令に依らず累乗関数的に増加する傾向を示し、 ν_{hg} は切片を 0.5 とし、直線的に低下する傾向を示した。

図-6.18 はヒドロゲルの一軸圧縮試験にて求めた割線弾性係数 E_{50hg} と弾性波試験より得られた初期弾性係数 E_{0hg} の関係であり、 E_{0hg} は E_{50hg} の 1.08 倍の結果となっている。ヒドロゲルの一軸圧縮試験における応力-軸ひずみ関係は、軸ひずみの増加に伴い直線的に応力が増加し、その後、脆性的に破壊する。このように塑性変形を伴わず線形的な挙動を示すことより、一軸圧縮試験から得られる E_{50hg} は E_{0hg} とほぼ一致する結果となる。

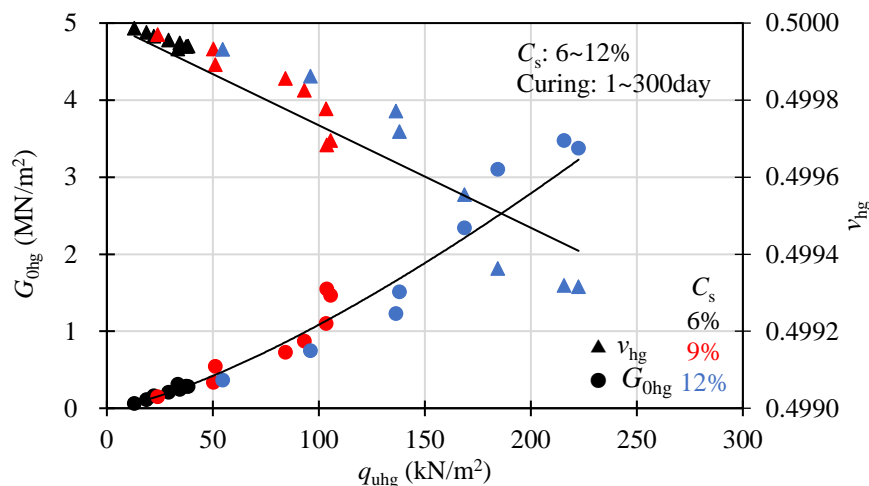


図-6.17 ヒドロゲルにおける一軸圧縮強さと初期せん断弾性係数およびポアソン比の関係

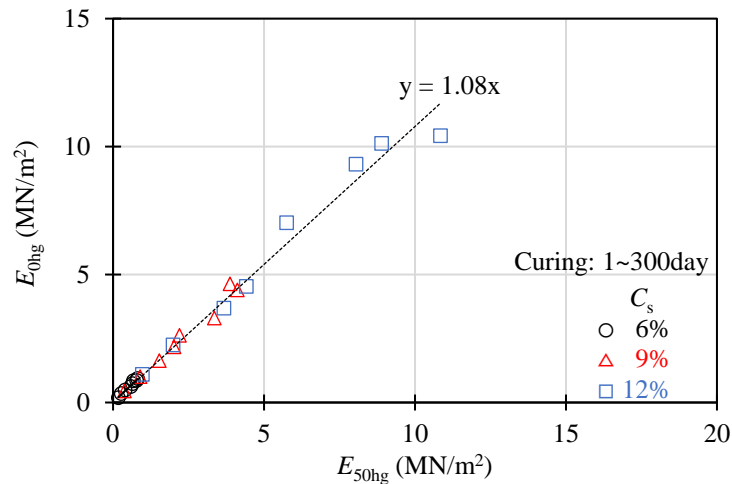


図-6.18 ヒドロゲルの割線弾性係数と初期弾性係数の関係

6.5 サンドゲルの弾性波試験結果

6.5.1 サンドゲルの弾性波試験における時刻歴と材料物性値

サンドゲルの弾性波試験結果の一例を図-6.19, 図-6.20 に示す. 用いた供試体は相対密度 D_r が 60 % の珪砂 6 号, シリカ濃度 C_s が 9 %, 材令 14 日のサンドゲルであり, 周波数 f は S 波で 6 kHz ~ 10 kHz, P 波では 40 kHz ~ 80 kHz にて測定した. 図より, S 波の伝播速度 δt は 0.277 ms, P 波の δt は 0.057 ms であることが読み取れることから, このサンドゲルの S 波速度 V_{ssg} は 180 m/sec, P 波速度 V_{psg} は 880 m/sec となる.

また, 表-6.5 は材令 14 日におけるサンドゲルの弾性波試験結果より得られた材料物性値の一例であり, 表中の ρ_{tsg} はサンドゲルの湿潤密度, ν_{sg} はサンドゲルのポアソン比, G_{0sg} はサンドゲルの初期せん断弾性係数, E_{0sg} はサンドゲルの初期弾性係数, K_{sg} はサンドゲルの体積弾性係数である.

材令 14 日におけるヒドロゲルの S 波速度 V_{shg} は表-6.4 に示すように 10 m/sec ~ 40 m/sec であったのに対し, V_{ssg} はその値の数倍 ~ 十数倍となる. 一方, ヒドロゲルの P 波速度 V_{phg} では 1,500 m/sec であったのに対し, V_{psg} では 500 m/sec ~ 1,600 m/sec と広範囲の値が計測された. このような傾向については, 「6.5.3 サンドゲルの強度特性と材料物性値の関係」にて考察を行う.

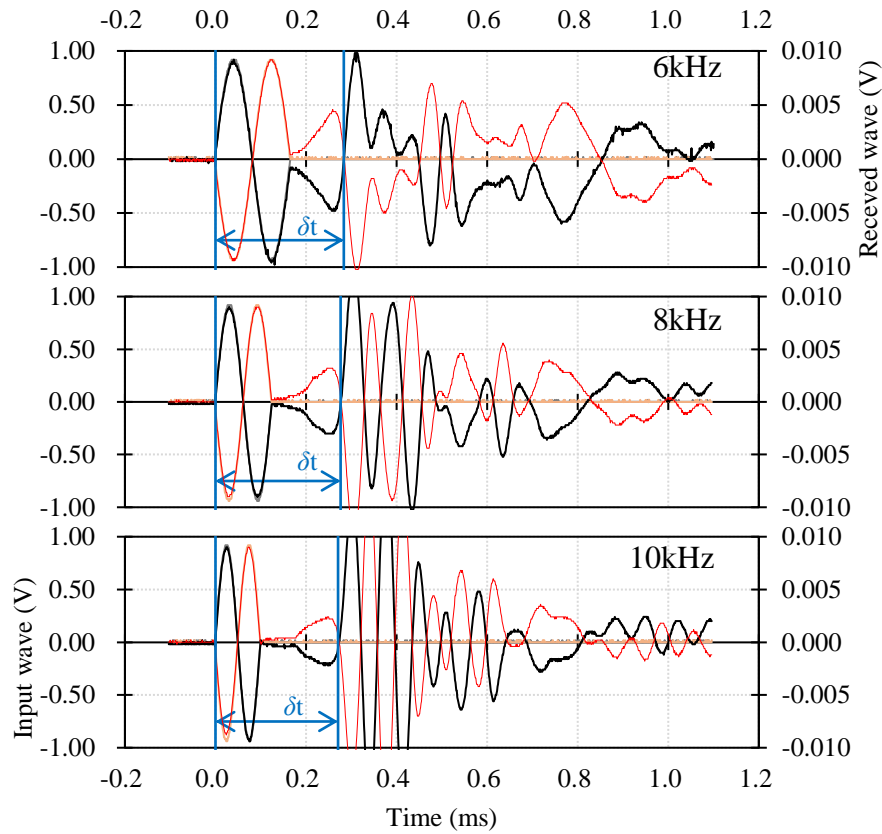


図-6.19 サンドゲルの S 波速度試験の時刻歴（珪砂 6 号， $D_r=60\%$ ， $C_s=9\%$ ，材令 14 日）

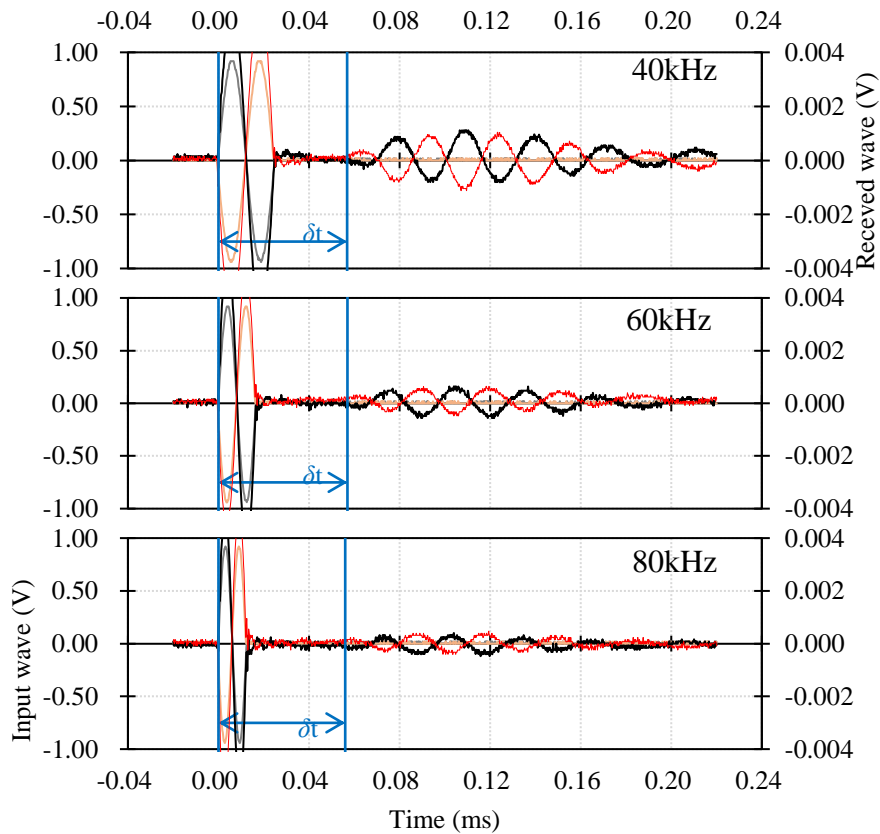


図-6.20 サンドゲルの S 波速度試験の時刻歴（珪砂 6 号， $D_r=60\%$ ， $C_s=9\%$ ，材令 14 日）

表-6.5 サンドゲルの材料物性値（材令 14 日）

Sand		Toyoura sand	Silica sand No.6					Silica sand No.5
D_r	%	60	40	60	60	60	80	60
C_s	%	9	9	6	9	12	9	9
ρ_{tsg}	g/cm^3	1.980	1.879	1.900	1.901	1.932	1.943	1.922
V_{ssg}	m/sec	210	168	144	180	211	183	172
V_{psg}	m/sec	1,528	1,091	564	880	1,393	1,088	1,560
ν_{sg}		0.490	0.488	0.465	0.478	0.488	0.485	0.494
$G_{0\text{sg}}$	MN/m^2	87.0	52.7	39.2	61.7	85.7	65.2	56.8
$E_{0\text{sg}}$	MN/m^2	259	157	115	183	255	194	170
K_{sg}	MN/m^2	4,507	2,168	552	1,391	3,635	2,213	4,601

6.5.2 サンドゲルの材料物性値の経時変化

図-6.21 ~ 図-6.23 にサンドゲルの弾性波速度の経時変化を示す．S 波速度 V_{ssg} は一軸圧縮強さ q_{usg} の経時変化に概ね対応し、一度増加した後、低下しながら一定値に収束するなどの傾向を示すか、増加した後、一定値に収束する傾向を示した．一方、P 波速度 V_{psg} は養生初期より低下する傾向を示すものや、増加するもののほか、材令に依存せず大きくばらつく傾向が見られた．

その結果、図-6.24 に示すように V_{ssg} と V_{psg} から求められるポアソン比 ν_{sg} も材令に対する一定の傾向を得ることができなかった．このような傾向については、「6.5.3 サンドゲルの強度特性と材料物性値の関係」にて考察を行う．

図-6.25 ~ 図-6.27 はサンドゲルの初期せん断弾性係数 $G_{0\text{sg}}$ の経時変化である．豊浦砂や珪砂 6 号では $G_{0\text{sg}}$ は材令 28 日 ~ 80 日まで増加する傾向を示し、その後低下しながら一定値に収束する傾向を示した．一方、珪砂 5 号では増加した後、一定値に収束する傾向を示した．

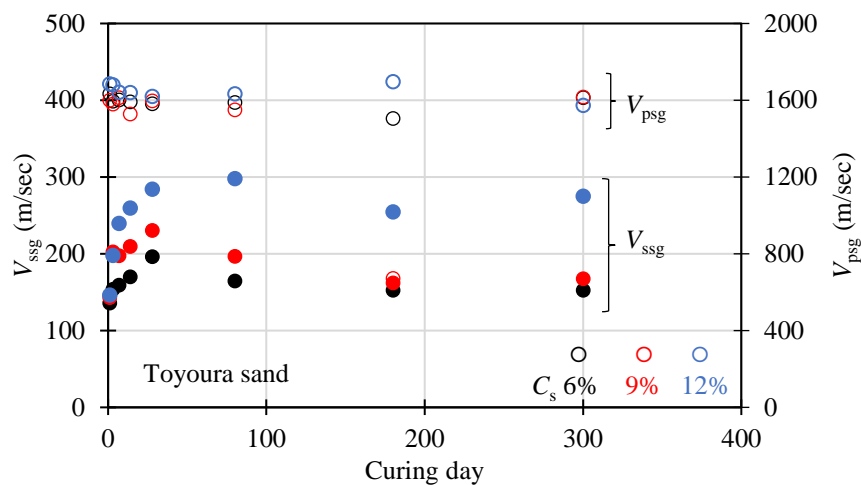


図-6.21 サンドゲルの弾性波速度の経時変化（豊浦砂）

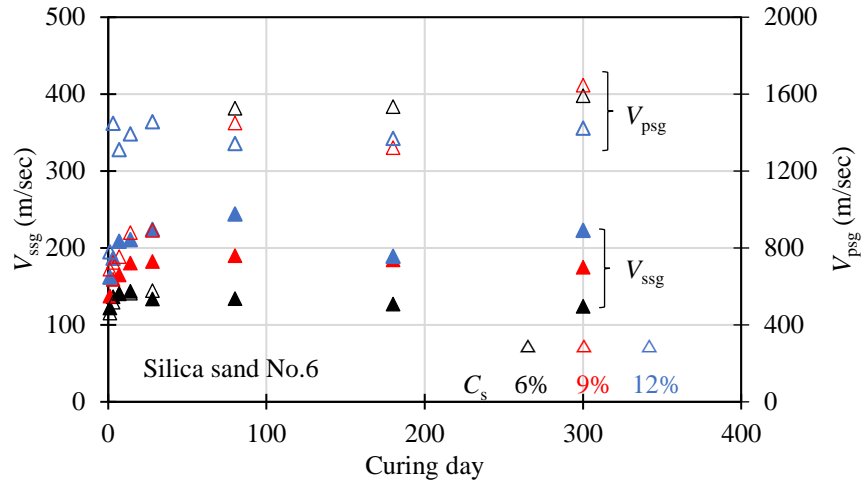


図-6.22 サンドゲルの弾性波速度の経時変化（珪砂 6 号）

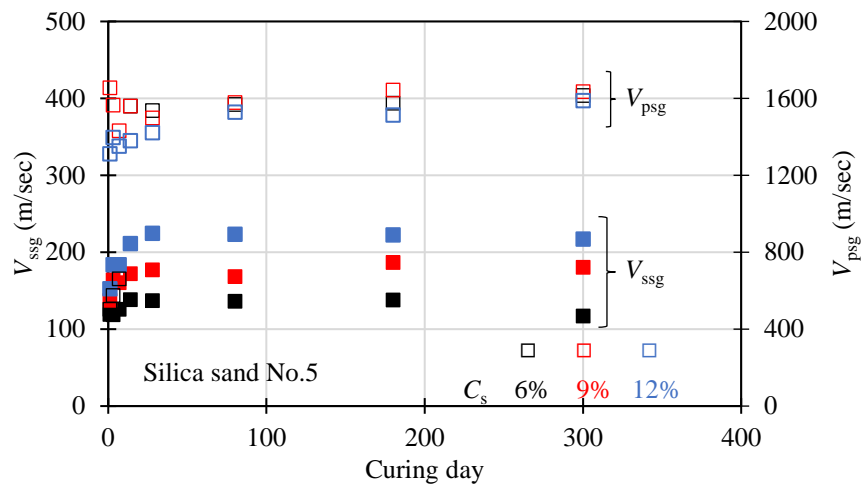


図-6.23 サンドゲルの弾性波速度の経時変化（珪砂 5 号）

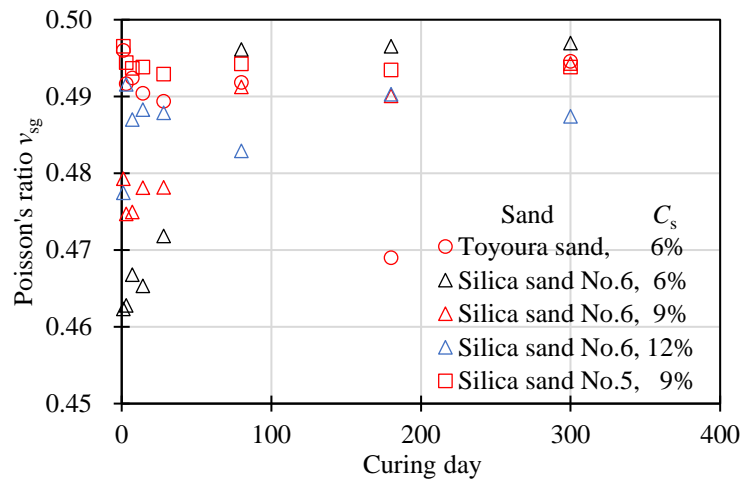


図-6.24 サンドゲルのポアソン比の経時変化

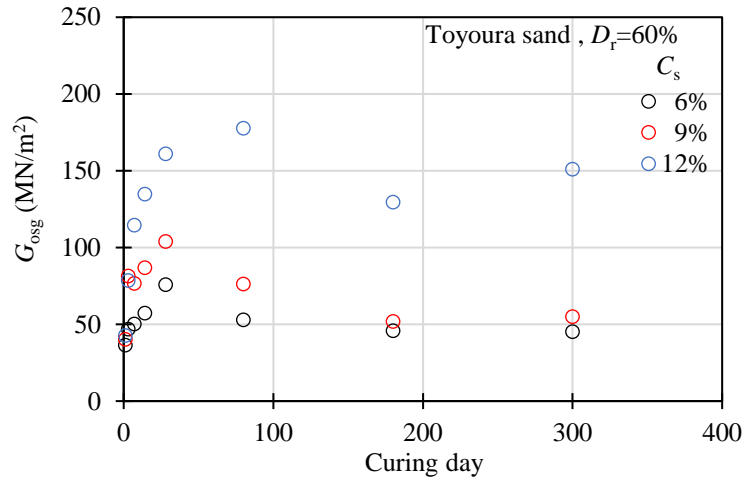


図-6.25 サンドゲルの初期せん断弾性係数の経時変化（豊浦砂）

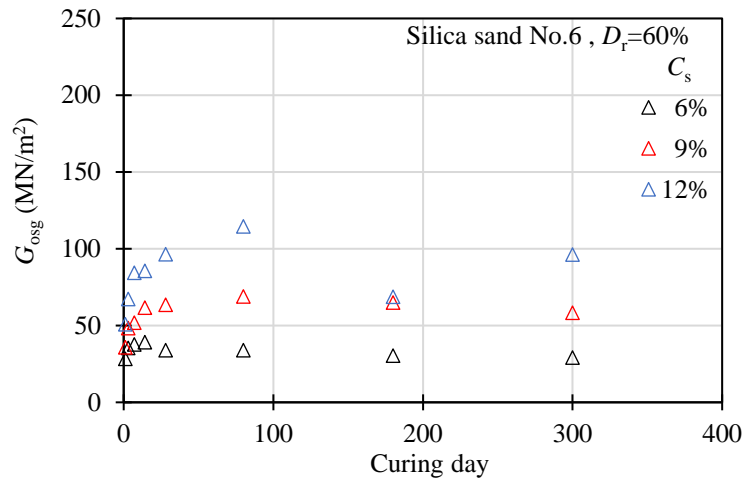


図-6.26 サンドゲルの初期せん断弾性係数の経時変化（珪砂 6 号）

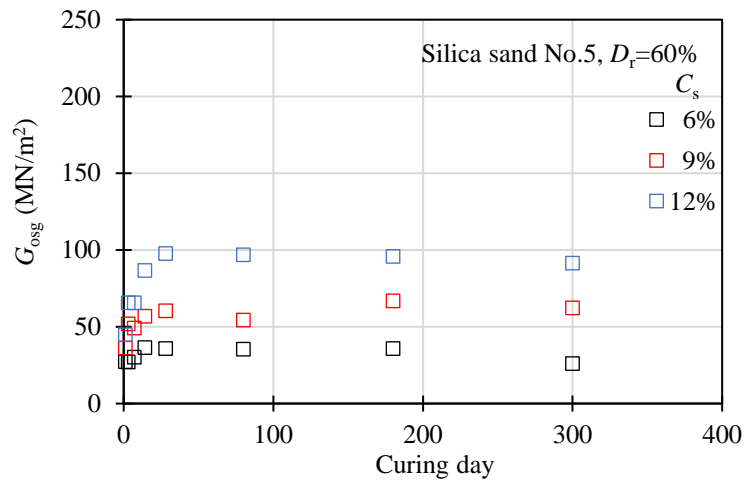


図-6.27 サンドゲルの初期せん断弾性係数の経時変化（珪砂 5 号）

6.5.3 サンドゲルの強度特性と材料物性値の関係

サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} や初期せん断弾性係数 $G_{0\text{sg}}$ は、材令 28 日 ~ 80 日まで一度増加した後低下し、一定値に収束する傾向を示す。ここではサンドゲルの力学特性と弾性波速度試験から得られた材料物性値の基礎的な関係を把握する目的で、材令 28 日までの試験結果について取り纏めを行った。

(1) サンドゲルの一軸圧縮強さと材料物性値

図-6.28 にサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} と S 波速度 V_{ssg} 、P 波速度 V_{psg} の関係を示す。 V_{ssg} はシリカ濃度 C_s に依らず、 q_{usg} の増加に伴って高くなる。なお、 q_{usg} が $150 \text{ kN/m}^2 \sim 800 \text{ kN/m}^2$ の範囲における V_{ssg} は $120 \text{ m/sec} \sim 290 \text{ m/sec}$ の範囲にあり、試料ごとに異なる関係性が確認される。一方、 V_{psg} は $400 \text{ m/sec} \sim 1500 \text{ m/sec}$ の範囲にあり、バラツキは大きく q_{usg} に対する相関性は低い傾向にあった。

図-6.29 はサンドゲルの一軸圧縮試験にて求めた割線弾性係数 $E_{50\text{sg}}$ と弾性波試験より得られた初期弾性係数 $E_{0\text{sg}}$ の関係を示したものである。図-6.18 に示したヒドロゲルの場合では、 $E_{50\text{hg}}$ と $E_{0\text{hg}}$ はほぼ一致する結果となるが、サンドゲルでは $E_{0\text{sg}}$ は $E_{50\text{sg}}$ と線形関係にあり、その勾配は使用した砂の種類によって異なり、4.67 倍 ~ 6.11 倍となっている。これは、ヒドロゲルの一軸圧縮試験において応力 q -ひずみ ϵ_a 曲線が線形的な挙動を示すのに対し、サンドゲルにおける q - ϵ_a 曲線は非線形的な挙動を示すためであり、 $E_{50\text{sg}}$ と $E_{0\text{sg}}$ はそれぞれ 1% と 0.0001 % ~ 0.001 % の異なるオーダーのひずみに対する値を参照する結果となっている。

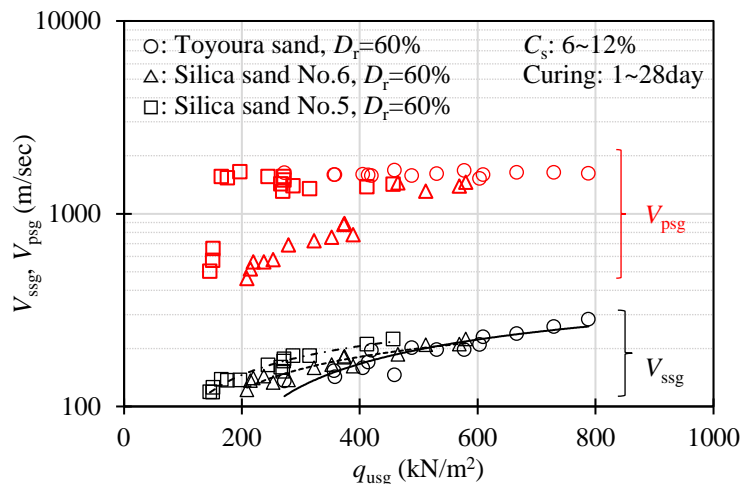


図-6.28 サンドゲルの一軸圧縮強さと弾性波速度の関係

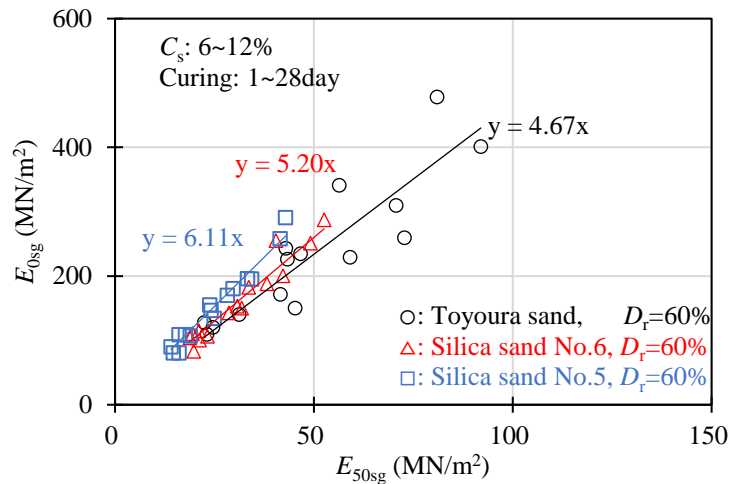


図-6.29 サンドゲルの割線弾性係数と初期弾性係数の関係

(2) 拘束圧や B 値が材料特性に及ぼす影響

図-6.30 は本試験におけるサンドゲル（豊浦砂，相対密度 D_r が 60%，シリカ濃度 C_s が 6%～12%，材令が 1 日～28 日）の q_{usg} と V_{ssg} の関係に既往の研究結果^{4), 8)}をプロットしたものである。吉川ら⁴⁾は， C_s が 8%～14%の活性複合系シリカグラウトを用い， D_r が 80%の豊浦砂のサンドゲルを作製した。そして，拘束圧 σ'_c として 49 kN/m² の負圧を与えた条件にて V_{ssg} を測定している。また，兵動・赤木⁸⁾は水ガラス濃度 N が三種類異なる特殊中・酸性系シリカグラウトを用い， D_r が 60%，80%の珪砂 7 号のサンドゲルを作製し， σ'_c が 100 kN/m² の条件下にて V_{ssg} の測定を行っている。本試験結果は，これらの既往の研究と比較して q_{usg} に対する V_{ssg} の値は低くプロットされる結果となった。

このような結果となった要因としては，試験に用いた試料や D_r ，注入材の種類や C_s などが異なることもあるが，測定条件として σ'_c が最も影響を与えているものと思われる。岡田ら⁸⁾の研究によると六段階の σ'_c の条件下にて，未改良砂と三種類の C_s によるサンドゲルの V_{ssg} を測定した結果，いずれの条件でも σ'_c の増加に伴い V_{ssg} が高くなるものの C_s の影響はほとんどなく，未改良と同程度の値となることが示されている。なお，この時の q_{usg} は 50 kN/m²～250 kN/m² である。

また，兵動ら¹⁰⁾は二種類の C_s によるサンドゲルを作製し， σ'_c が 50 kN/m² の条件下で V_{ssg} を測定した結果，若材令では C_s の違いに依らず， V_{ssg} は同程度の値となると報告している。以上のことより， q_{usg} が低い条件では， V_{ssg} は σ'_c に依存するものと思われる。

次にバラツキが大きい傾向にあった V_{psg} に着目すると，図-6.31 に示すように， q_{usg} の増加（経過時間）に伴い V_{psg} が増加するケースと，図-6.32 に示すように q_{usg} の増加に伴い V_{psg} が低下する 2 つのパターンが見られた。 V_{psg} が増加傾向にあるものは， C_s に依らず，試料ごとにほぼ同一線上にプロットされる傾向にあり，吉川ら⁴⁾や兵動・赤木⁸⁾の研究も同様の結果となっている。一方， V_{psg} が低下傾向にあるものは，同一の試料であっても， C_s が低いものほど V_{psg} は低い傾向にあり，さらに q_{usg} の増加（経過時間）に伴い低下し，図-6.14 で示したヒドロゲルの V_{phg} の経時変化に対応する。

このことについて榎本ら⁷⁾は，サンドゲルの B 値（飽和度 S_r ）に着目し， V_{ssg} ， V_{psg} を測定した結果， V_{ssg} は B 値に関わらず一定値となり， V_{psg} は B 値の影響を受けることを指摘している。

前述のように， B 値が低い条件では， V_{psg} は q_{usg} に依存し， B 値が高い条件ではヒドロゲルの V_{phg} に依存するものと言える。なお，本試験では極力 B 値が高いサンドゲルが得られるように負圧下にて供試体

作製を行っているが、一時間程度の脱気では十分とは言えず、これが q_{usg} に影響を及ぼした可能性がある。

そこで、混合法による改良体を作製し、本試験結果（真空圧下浸透法）との比較を行った。混合法とは注入材をモールドに入れた後、乾燥した砂を入れ、木槌で叩きながら試料を所定の高さに調整する方法であり、既往の研究^{4),8)}にて用いられた手法である。ここでは、試料に豊浦砂を用い、 D_r が 60%， C_s が 6% の条件でサンドゲルを作製し、材令 1 日で試験を行った。

図-6.33 に B 値と q_{usg} 、 V_{psg} 、 V_{ssg} の関係を示す。なお、 B 値は Biot の多孔質弾性体理論¹¹⁾に基づく式 (6.8) を用い算出した。

$$B = 1 - \frac{2(1+\nu_s)}{3(1-2\nu_s)} \frac{1}{(V_{\text{psg}}/V_{\text{ssg}})^2 - 4/3} \quad (6.8)$$

ここで、 V_{psg} 、 V_{ssg} は弾性波速度 (m/sec)、 ν_s は砂骨格のポアソン比、 B は B 値である。

なお、表-6.3 に示したように未改良砂の ν_s が 0.25~0.35 であることより、0.30 と仮定した。真空圧下浸透法により作製したサンドゲルの B 値は 0.98 であり、 V_{psg} は 1,634 m/sec であった。一方、混合法によるものは B 値が 0.88~0.93、 V_{psg} は 780 m/sec~820 m/sec であった。また、 q_{usg} と V_{ssg} は作製方法や B 値に依らず同程度の値となっている。同図には ν_s を 0.25~0.35 とし、 V_{ssg} を 140 m/sec~180 m/sec としたときの B 値と V_{psg} の算定値を赤線で併記しているが、概ね本試験結果と一致することを確認した。

以上の結果より、 V_{psg} は B 値に依存するが、 V_{ssg} は B 値に依存しないことを確認した。なお、Lade & Hernandez の理論¹²⁾によると、 B 値が 0.80 以上では S_r は概ね 95% 以上となることより、間隙は注入材により十分満たされ、力学試験の結果には影響を及ぼさないとと言える。なお、本試験に用いたサンドゲルはいずれも B 値が 0.83~0.99（平均値=0.94）であることが確認されている。

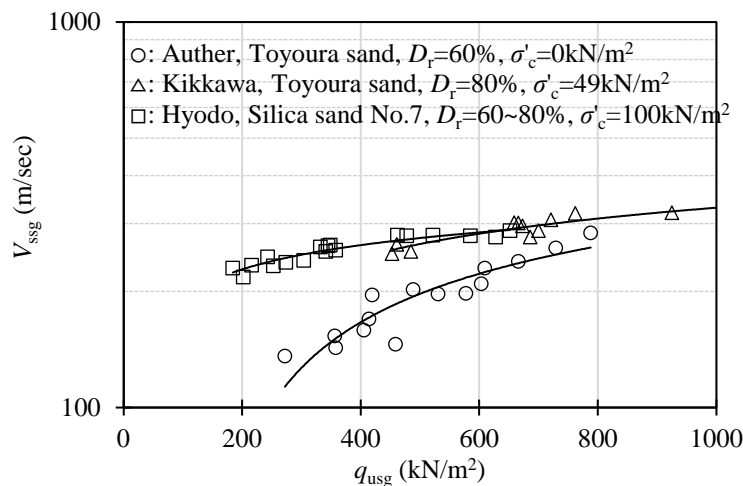


図-6.30 サンドゲルの一軸圧縮強さと S 波速度の関係

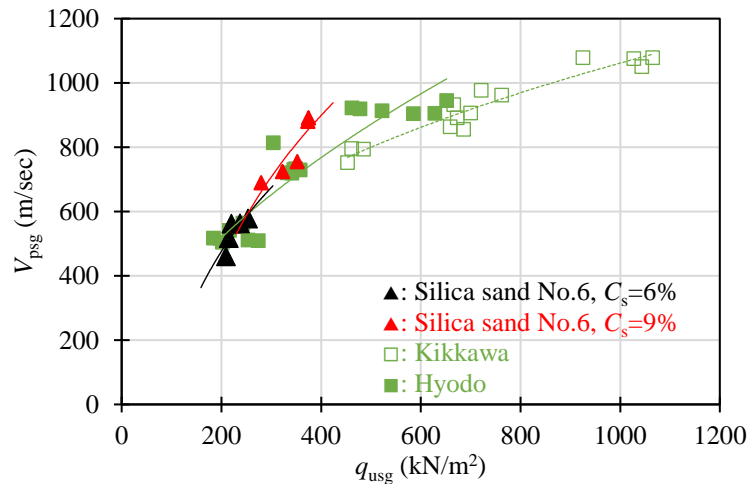


図-6.31 サンドゲルの一軸圧縮強さの増加に伴い P 波速度が大きくなるケース

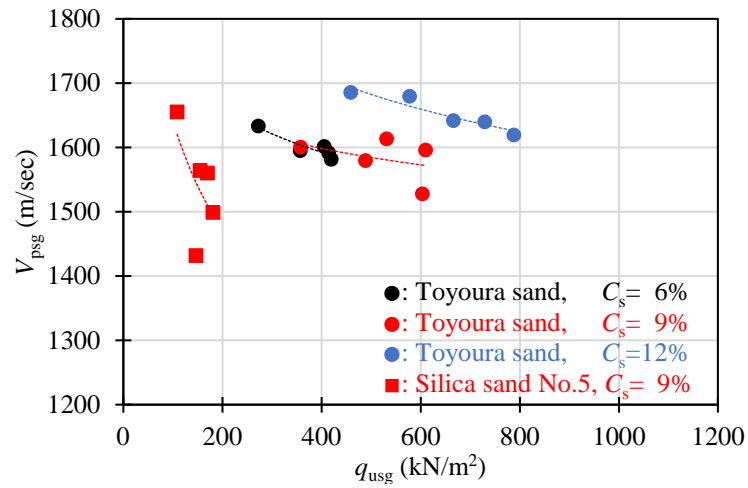
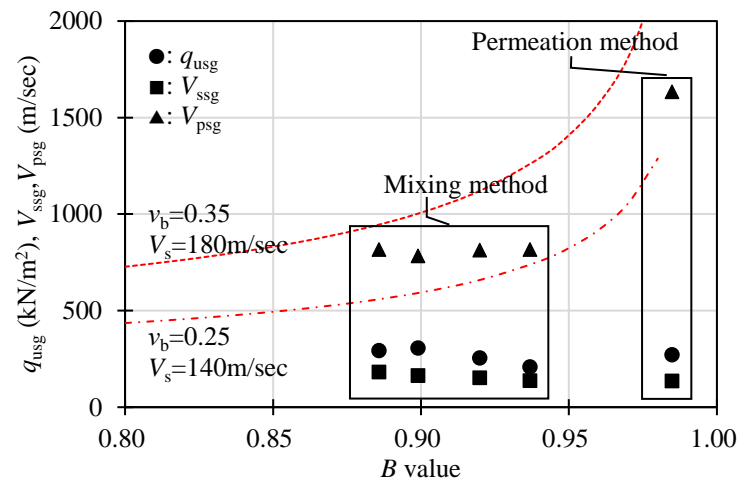


図-6.32 サンドゲルの一軸圧縮強さの増加に伴い P 波速度が小さくなるケース


 図-6.33 サンドゲルの B 値が一軸圧縮強さと弾性波速度に及ぼす影響

(3) 砂の諸特性がS波速度に及ぼす影響

サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} は、図-6.28 に示したように S 波速度 V_{ssg} との相関性が認められ、さらに q_{usg} は図-3.17 に示したように、砂の 50 % 粒径 D_{50} や間隙比 e などより式(3.6)を用いて求められる間隙径深 h と相関性があることが確認されている。以上のことより、 h と V_{ssg} にも相関性があるものと思われる。

図-6.34 は材令 14 日における h と V_{ssg} の関係である。 h は D_{50} や e の減少に伴い低下するものであり、同一のシリカ濃度 C_s における V_{ssg} は h の低下に伴い大きくなる傾向を示す。この傾向は、 h と q_{usg} の関係においても同様であり、 V_s を増加させた要因が q_{usg} の増加に寄与しているものと推測される。なお、その一因としてヒドロゲルのせん断波速度 V_{shg} や一軸圧縮強さ q_{uhg} が挙げられるが、 V_{ssg} に対して V_{shg} が低いこと、 e が減少することによりヒドロゲルの体積割合が低下しているにも関わらず、 V_{ssg} が増加していることより、 V_{shg} や q_{uhg} によって V_{ssg} や q_{usg} が増加したとは言えず、他の要因によるものと考えられる。

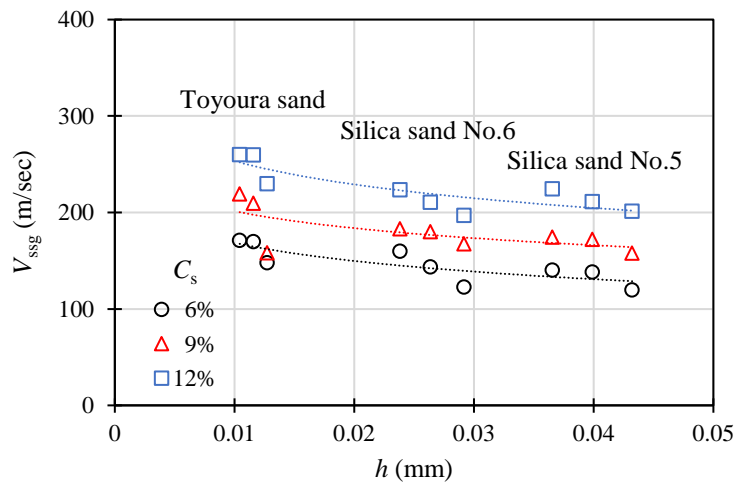


図-6.34 サンドゲルの間隙径深と S 波速度の関係

6.6 ヒドロゲルとサンドゲルの材料物性値について

一般的に骨材と細粒分から構成されるギャップグレード材の S 波伝播特性として、細粒分含有率 F_c が低い場合、骨材間の伝播特性に依存し、 F_c が高い場合では細粒分の伝播特性が卓越することが知られている¹³⁾。これより、サンドゲルは砂とヒドロゲルから構成されたギャップグレード材と仮定すると、サンドゲルの S 波速度 V_{ssg} は未改良砂の S 波速度 V_{ss} またはヒドロゲルの S 波速度 V_{shg} のいずれかになるか、あるいは砂とヒドロゲルを交互に伝播するため、 V_{ss} と V_{shg} の中間的な速度となることが予測される。よって、 V_{ss} は有効拘束圧 p が付加されていない状態では、式(6.6)より $V_{ss}=0.00$ m/sec、 V_{shg} は実験結果として 7.71 m/sec ~ 43.8 m/sec が得られていることより、 V_{ssg} は 0.00 m/sec ~ 43.8 m/sec の範囲にあると推定される。

図-6.35 は材令 28 日までの相対密度 D_r が 60 % の V_{ssg} と V_{shg} の関係である。 V_{ssg} はシリカ濃度 C_s に関わらず、試料ごとに V_{shg} の増加に伴い高くなる傾向を示し、 V_{shg} に対する V_{ssg} は 5 倍 ~ 15 倍の値となり、推定される速度より高い結果となっている。これは本論文で提案するように、ヒドロゲルの体積収縮によって砂骨格に内部応力（骨格拘束圧 P_1 ）が付与されたことにより、骨格を伝播する速度が高くな

ったものと考えられる。

図-6.36 は、図-6.35 に示したそれぞれの供試体の P 波速度の関係である。S 波速度では V_{shg} に対する V_{ssg} は試料ごとの相関性が見られたが、ヒドロゲルの P 波速度 V_{phg} に対するサンドゲルの P 波速度 V_{psg} は一定の傾向を示さず、バラツキが大きい傾向となっている。これは、図-6.31～図-6.33 に示したように V_{psg} はサンドゲルの B 値が高い場合、 V_{phg} に近い値を示す一方、 B 値が低い場合では砂骨格を伝播する P 波の速度に依存するためと考えられる。

図-6.37 は弾性波試験より求めたヒドロゲルのポアソン比 ν_{hg} とサンドゲルのポアソン比 ν_{sg} の関係である。養生初期における ν_{hg} は図-6.17 に示したように 0.5 程度であり、養生に伴い低下する傾向にある。よって、式(6.8)より求めた B 値が高い条件 (B 値 > 0.93) では、 ν_{hg} の低下に伴い ν_{sg} も低下する傾向にある。一方、 B 値が低い条件 ($0.93 > B$ 値 > 0.83) では、 ν_{hg} に関わらず ν_{sg} はバラついた分布となっている。

なお、複合材料のポアソン比 ν_{hb} は式(4.6)に示したように、母材と強化材料のポアソン比とその比率からなり、母材のポアソン比と強化材料のポアソン比の中間的な値となる。サンドゲルにおいても同様に砂骨格のポアソン比 ν_s とヒドロゲルのポアソン比 ν_{hg} を用い、 ν_{hb} が算出できる。ここで、砂骨格のポアソン比 ν_s は図-6.9～図-6.11 に示したように拘束圧 σ'_c によって異なり、その値は 0.27～0.33 である。よって、 ν_s を 0.3 と仮定して算定すると ν_{hb} は 0.381～0.397 となるが、弾性波試験より得られた ν_{sg} は 0.462～0.497 と高い値を示した。

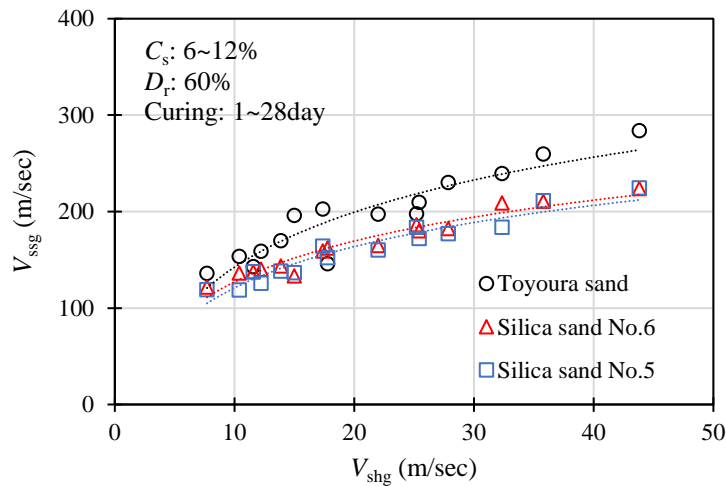


図-6.35 ヒドロゲルの S 波速度とサンドゲルの S 波速度の関係

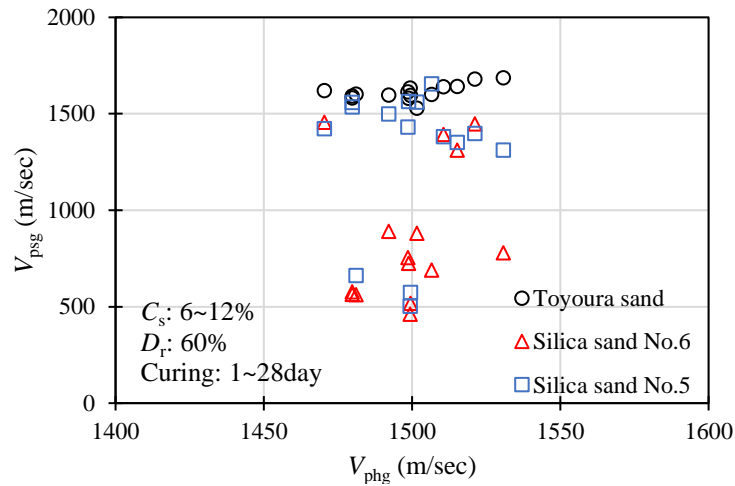


図-6.36 ヒドロゲルの P 波速度とサンドゲルの P 波速度の関係

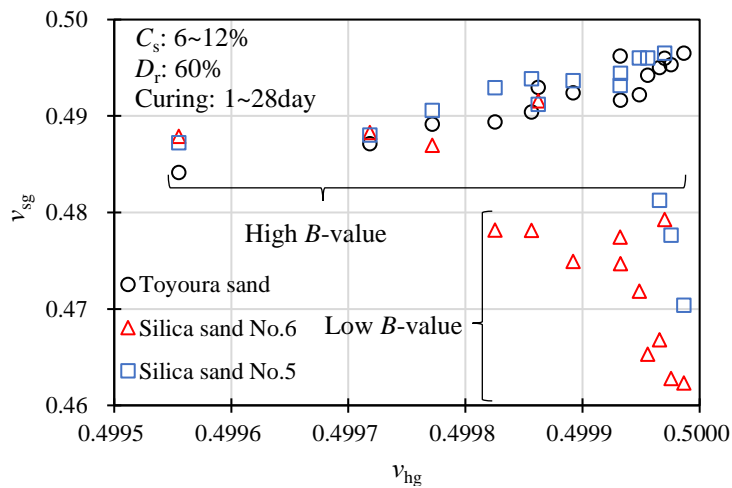


図-6.37 ヒドロゲルのポアソン比とサンドゲルのポアソン比

6.7 弾性波試験結果に関するまとめ

第6章では、ベンダーエレメントを用いた弾性波試験を実施し、S波速度とP波速度の測定を行い、得られた値より初期せん断弾性係数や初期弾性係数、ポアソン比を算出した。なお、未改良砂においては3種類の珪砂を用い、弾性波速度と拘束圧の関係について求め、ヒドロゲルにおいては3濃度の注入材を用い、サンドゲルにおいては3種類の珪砂と3濃度の注入材を組合わせた供試体について材令300日までの弾性波速度の測定と材料物性の算定を行った。

また、「第2章 主剤の種類と濃度がヒドロゲルの特性に及ぼす影響」と「第3章 注入材や砂の諸特性がサンドゲルの力学特性に及ぼす影響」にて求めたヒドロゲルのサンドゲルの力学特性と弾性波試験より求めた材料物性値との比較を行った。

その結果以下の知見を得ることができた。

- (1) ベンダーエレメントを供試体に貫入せず、接触した状態にて弾性波速度を測定する手法の検討を行った結果、未改良砂において測定されたS波速度およびP波速度は既往の試験結果と概ね一致する傾向を示した。

- (2) 未改良砂の S 波速度と乾燥密度から得られる初期せん断弾性係数は、既往の研究と同様に拘束圧や相対密度の増加に伴い大きくなる傾向を確認した。
- (3) 未改良砂のポアソン比は拘束圧の増加に伴い低下する傾向を示した。
- (4) 同一材令におけるヒドロゲルの S 波速度はシリカ濃度が高いものほど高くなる傾向を示す。一方、P 波速度はシリカ濃度に対する一定の傾向はみられない。
- (5) 養生に伴いヒドロゲルの S 波速度は高くなる傾向を示すが、P 波速度は養生に伴い低くなる傾向を示す。なお、ヒドロゲルの養生初期における P 波速度は 1,500 m/sec 程度であり、水の P 波速度と同程度の値を示した。
- (6) 養生初期におけるヒドロゲルのポアソン比はシリカ濃度に関わらず 0.5 程度であるが、養生に伴い低下する傾向を示す。
- (7) ヒドロゲルの一軸圧縮試験より得られた割線弾性係数と弾性波試験より得られた初期弾性係数は概ね一致する傾向を示す。
- (8) サンドゲルの S 波速度は、養生に伴い一度増加した後、低下しながら一定値に収束するか、増加した後、一定値に収束する傾向を示し、サンドゲルの一軸圧縮強さの経時変化に対応する傾向を示す。
- (9) サンドゲルの P 波速度は、供試体の B 値の影響を受け、 B 値が高い供試体では間隙のヒドロゲルを P 波が伝播するため、養生に伴い P 波速度が低下する。一方、 B 値が低い供試体では、砂骨格を伝って P 波が伝播するため P 波速度が増加する傾向を示す。
- (10) サンドゲルの S 波速度は B 値に関わらず一軸圧縮強さと相関性がある。
- (11) サンドゲルの弾性波試験より得られる初期弾性係数は、一軸圧縮試験から得られる割線弾性係数の 4.67 倍 ~ 6.11 倍となる。これは、求めているひずみレベルが異なることやサンドゲルは非線形的な挙動を示すことによるものである。
- (12) サンドゲルの S 波速度は、一軸圧縮強さと同様に間隙径深に依存する傾向を示す。
- (13) サンドゲルの S 波速度はヒドロゲルの S 波速度より大きくなる傾向を示す。この要因として、ヒドロゲルの収縮に伴い、砂骨格が拘束され、内部応力が増加することが挙げられる。

以上のように、第 6 章では未改良砂とヒドロゲルおよびサンドゲルの弾性波試験を実施し、各種物理特性を得た。そして、得られたそれぞれの供試体の物理特性と力学特性の関係や、相互作用について知見を得ることができた。

参考文献

- 1) 萩野俊寛, 高橋貴之, 及川洋, 三田地利之, 対馬雅己: ベンダーエレメント試験および繰返し載荷試験による泥炭のせん断弾性係数, 地盤工学ジャーナル, Vol. 4, No. 1, pp. 125-133, 2009.
- 2) 社団法人地盤工学会: 地盤材料試験の方法と解説, 2009.
- 3) Yamashita, S. Kawaguchi, T. Nakata, Y. Mikami, T. Fujiwara, T. and Shibuya, S.: Interpretation of international parallel test on the measurement of G_{max} using bender elements, *Soils and Foundations*, Vol. 49, No. 4, pp. 631-650, 2009.
- 4) 吉川直孝, 堀智仁, 伊藤和也, 三田地利之: 固結粒状材料における個別要素法パラメータの決定方法の検討, 地盤工学ジャーナル, Vol. 8, No. 2, pp. 221-237, 2013.

- 5) Iwasaki, T. and Tatsuoka, F.: Effect of grain size and grading on dynamic shear moduli of sands, *Soils and Foundations*, Vol. 17, No. 3, pp. 19-35, 1977.
- 6) 平山知暁, 堀智仁, 山下聡, 鈴木輝之: ベンダーエレメント試験による 3 方向の S 波速度および P 波速度の測定, 第 41 回地盤工学研究発表会, pp. 375-376, 2006.
- 7) 兵動太一, 赤木寛一: 等価骨格間隙比に基づく薬液固結砂の力学特性評価の試み, 地盤工学ジャーナル, Vol. 8, No. 1, pp. 109-118, 2013.
- 8) 岡田和成, 内田義博, 佐々木隆光, 末政直晃: 活性シリカコロイド系注入材により浸透固結された礫質砂の力学・変形特性, 第 11 回地盤改良シンポジウム論文集, pp. 391-396, 2014.
- 9) 兵動太一, 平岡陽, 赤木寛一, 小林正志: ベンダーエレメント試験による薬液固結砂のせん断弾性係数の評価, 第 37 回土木学会関東支部技術研究発表会, III-42, CD-ROM, 2010.
- 10) 榎本忠夫, 吉田晃, 石原研而, 塚本良道, 梅田敬太郎: 浸透注入により固化された砂の液状化強度と波動伝播特性, 土木学会第 59 回年次学術講演会, pp. 1033-1034, 2004.
- 11) Kokusho, T.: Correlation of pore-pressure B-value with P-wave velocity and Poisson's ratio for imperfectly saturated sand or gravel, *Soils and Foundations*, Vol. 40, No. 4, pp. 95-102, 2000.
- 12) Lade, P. V. and Hernandez, S. B.: Membrane penetration effect in undrained tests, *Journal of the Geotechnical Engineering Division*, ASCE, Vol. 103, No. GT2, pp. 109-125, 1977.
- 13) 大坪正英, Dutta, T. T., 桑野玲子: ギャップグレード粒状体の骨格構造と周波数特性に関する研究, 生産研究, 東京大学生産技術研究所, Vol. 71, No. 6, pp. 1047-1050, 2019.

第 7 章

骨格拘束効果に基づく 強度発現機構の妥当性の検証

7.1 骨格拘束効果に基づく強度発現機構の妥当性の検証に関する概説

「第 4 章 非アルカリ系注入材によるサンドゲルの強度発現機構の検討」で示したように本論文ではサンドゲルの強度発現機構として、ヒドロゲルの固化反応に伴う体積収縮が砂骨格に拘束圧を付与するモデルの提案を行っている。よって、砂骨格に生じる応力状態を把握することが非常に重要となるが、これを直接的に計測することは出来ないのが現状である。そこで、「第 6 章 弾性波試験による砂・ヒドロゲル・サンドゲルの諸特性について」では未改良砂とヒドロゲル、サンドゲルを対象に弾性波試験を実施し、P 波速度と S 波速度を測定し、その結果よりせん断弾性係数やポアソン比などの物理特性を得た。

本章では、未改良砂における拘束圧とせん断弾性係数の関係式に、サンドゲルのせん断弾性係数を代入することにより骨格に生じている拘束圧を算定する。そして、提案する骨格拘束効果に基づくサンドゲルの強度発現モデルの妥当性について検証を行う。

7.2 骨格拘束圧に関する検討

7.2.1 骨格拘束圧の算定

ここでは、図-3.6、図-3.12 に示したようにサンドゲルの強度低下が生じない材令 28 日までの試験結果を用い、砂骨格に生じる拘束圧 P_1 の算定を行う。 P_1 は未改良砂の拘束圧 σ'_c と初期せん断弾性係数 G_{0s} の関係に、サンドゲルの初期せん断弾性係数 G_{0sg} を代入して得られる σ'_c を P_1 と定義した。図-7.1 は相対密度 D_r が 60 %における未改良砂の σ'_c と G_{0s} の関係を用い、サンドゲルの G_{0sg} より P_1 を算定した結果である。

なお、未改良砂は乾燥状態であり、サンドゲルは湿潤状態の結果であるが、一般に媒質の密度 ρ を用いた $G_0 = \rho \cdot V_s^2$ の値に関する飽和・乾燥条件の違いはない¹⁾とされていることから、試料の湿潤状態の違いは無視できる。

また、 G_{0s} は σ'_c が $10 \text{ kN/m}^2 \sim 98 \text{ kN/m}^2$ の範囲で求めているため、一部のデータに関しては外挿により P_1 を求めているが、図-6.4、図-6.5 に示したように、 σ'_c を求める際に用いる G_{0s} (V_{ss}) は既往の研究^{2), 3)}に対応することから、外挿には問題はないと判断した。

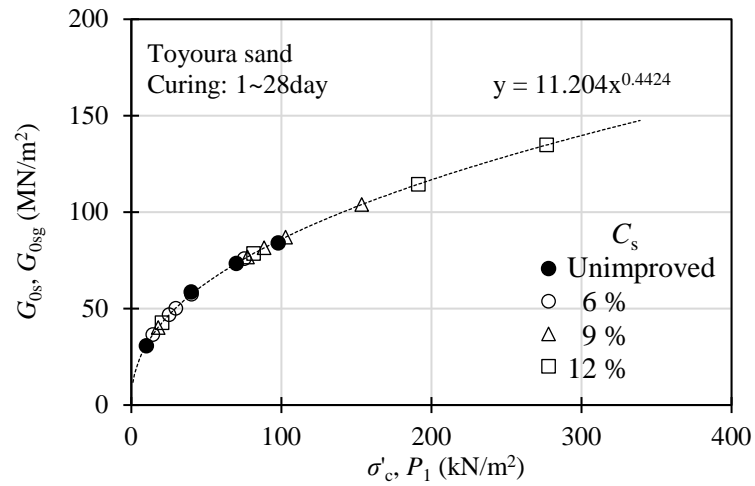
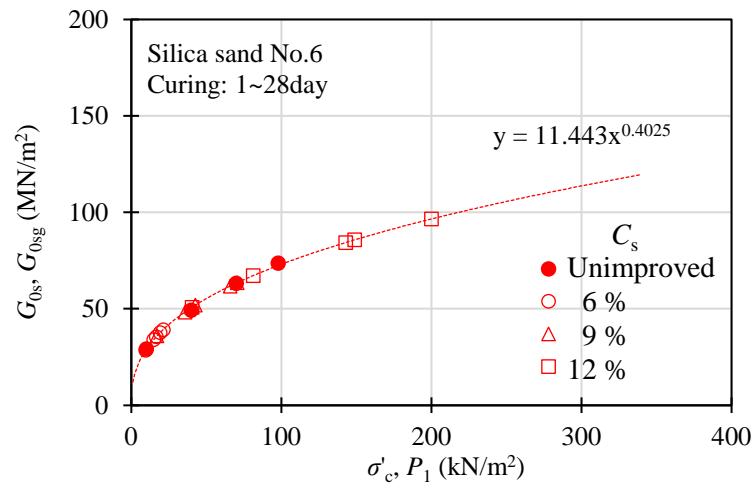
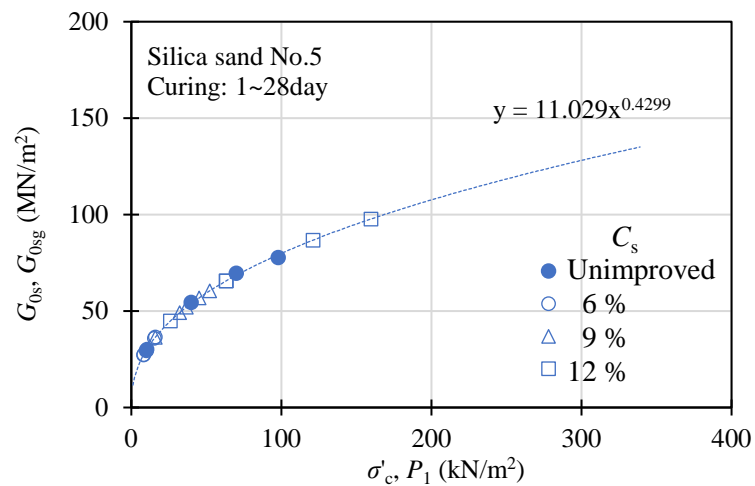

 (a) 豊浦砂, $D_r=60\%$

 (b) 珪砂 6 号, $D_r=60\%$

 (c) 珪砂 5 号, $D_r=60\%$

 図-7.1 骨格拘束圧 P_1 の算定

7.2.2 骨格拘束圧とヒドロゲルの特性について

図-7.1 にて求めた骨格拘束圧 P_1 とヒドロゲルの体積収縮率 ε_v の関係を図-7.2 に示す。 ε_v の増加に対し、 P_1 は増加する傾向を示すものの、その割合はサンドゲルの作製に用いた試料の種類やシリカ濃度 C_s によって異なり、一定の傾向を把握することができない結果となっている。

一方、ヒドロゲルの初期弾性係数 E_{0hg} と P_1 は図-7.3 に示すように、材令や C_s に関わらず試料ごとに比例関係にある。

以上のことより、図-2.15(a)に示したようにヒドロゲルは養生に伴い体積変化が生じるほか、一軸圧縮強さ q_{uhg} (図-2.19 ~ 図-2.21) やせん断弾性係数 G_{0hg} (図-6.16), E_{0hg} が養生に伴い変化するためであり、 P_1 を推定するためにはこれらを考慮する必要がある。

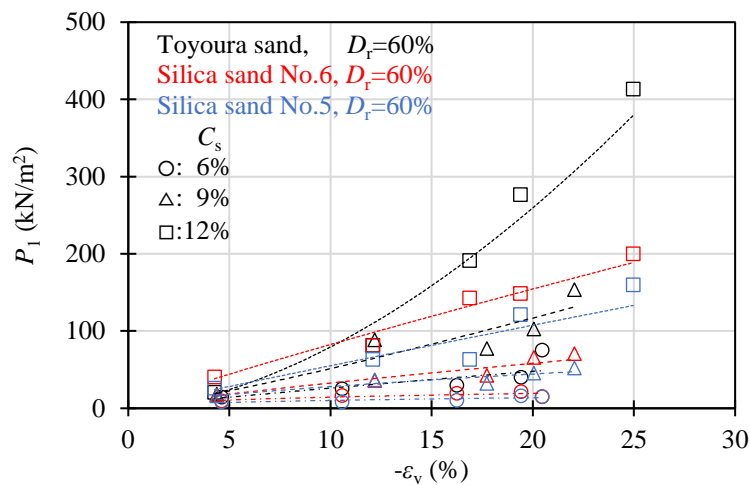


図-7.2 ヒドロゲルの体積収縮率と骨格拘束圧の関係

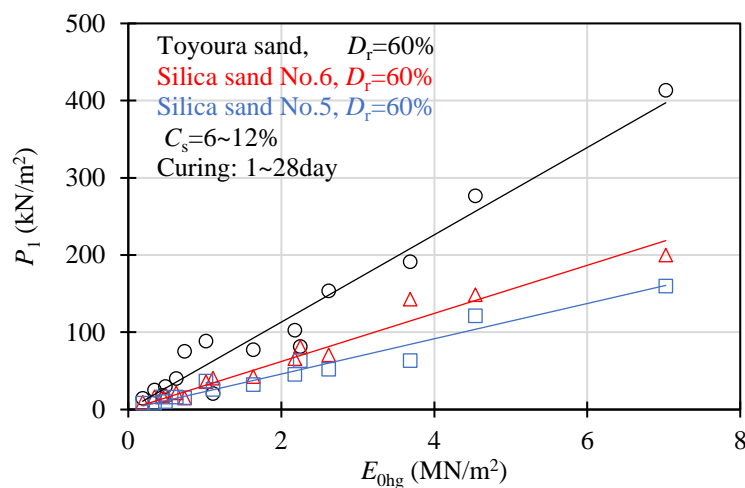


図-7.3 ヒドロゲルの初期弾性係数と骨格拘束圧の関係

7.3 強度発現機構の妥当性の検証

本節では、酸性系シリカグラウトによるサンドゲルの強度発現機構に関して、「第4章 非アルカリ系注入材によるサンドゲルの強度発現機構の検討」にて示したモデルの妥当性の検証を行った。なお、検証の対象としたサンドゲルは、一軸圧縮強さに低下現象が生じない材令1日～28日のものとした。

7.3.1 Mohr-Coulomb の破壊規準と骨格拘束効果・ヒドロゲルの変形抑止効果に基づく検討

ここでは、ヒドロゲルの体積変化に伴う骨格拘束圧 P_1 とヒドロゲルの一軸圧縮試験より得られた物性を用い、「第4章 非アルカリ系注入材によるサンドゲルの強度発現機構の検討」にて述べた Model I を用い、サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} の算定を行った。提案する Mohr-Coulomb 破壊規準に基づくモデルでは式(7.1)を用い、 q_{usgl} を算出する。

$$q_{usgl} = \frac{2 \cdot \sin \phi}{1 - \sin \phi} \cdot (P_1 + P_2 + P_3) \quad (7.1)$$

ここで、 q_{usgl} は一軸圧縮強さの算定値 (kN/m^2)、 ϕ は未改良砂の内部摩擦角 ($^\circ$)、 P_1 はヒドロゲルの体積収縮に伴う骨格拘束圧 (kN/m^2)、 P_2 は圧縮ひずみに対する変形時拘束圧 (kN/m^2)、 P_3 はゲルの粘着力に基づく拘束圧 (kN/m^2) である。

なお、変形時拘束圧 P_2 とは、一軸圧縮試験においてサンドゲルは、軸ひずみに対して直交する方向へのひずみが生じる。しかし、この変形をサンドゲルの間隙のヒドロゲルが抑止しようとする効果が期待でき、これを P_2 と定義し、式(7.2)により求めた。

$$P_2 = \frac{E_{0hg}}{3 \cdot (1 - 2 \cdot \nu_{hb})} \cdot \varepsilon_{fsg} \quad (7.2)$$

$$\nu_{hb} = \nu_s \cdot (1 - n) + \nu_{hg} \cdot n \quad (7.3)$$

ここで、 P_2 は変形時拘束圧 (kN/m^2)、 E_{0hg} はヒドロゲルの初期弾性係数 (kN/m^2)、 ν_{hb} は複合材としてのポアソン比、 ε_{fsg} はサンドゲルの一軸圧縮試験における破壊ひずみ (%)、 ν_s は未改良砂のポアソン比、 ν_{hg} はヒドロゲルのポアソン比、 n は間隙率 (%) である。

また、 P_1 や P_2 の値と比較して小さな値ではあるが、ヒドロゲルそのものの粘着力も寄与していると考えられる。ここでは粘着力による仮想的な拘束圧を P_3 とし、 P_3 はせん断面中にヒドロゲルが占める割合を考慮して、ヒドロゲルの粘着力 $q_{uhg}/2$ を拘束圧に割り戻した値として、式(7.4)により算出した。

$$P_3 = n \cdot \frac{q_{uhg}}{2 \cdot \tan \phi} \quad (7.4)$$

ここで、 P_3 はヒドロゲルの粘着力に基づく仮想的拘束圧 (kN/m^2)、 n は間隙率 (%)、 q_{uhg} はヒドロゲルの一軸圧縮強さ (kN/m^2)、 ϕ は未改良砂の内部摩擦角 ($^\circ$) である。

図-7.4 にサンドゲルの一軸圧縮強さの実測値 q_{usg} と式(7.1)～式(7.4)を用いて算出した算定値 q_{usgl} の関係を示す。 q_{usgl} は q_{usg} の 1.16 倍であり、わずかに過大評価する結果となっている。また、試料の違いに

着目すると 50 % 粒径 D_{50} が大きいものほど q_{usg} に対し、 q_{usgI} が過大評価となる傾向を示した。

一般的に q_{usg} は、同一の C_s 、材令において D_{50} の増加に伴い低下する傾向にある^{4),5)}。これは、 D_{50} の増加に伴いヒドロゲルと試料との付着面積が低下することに起因し、 P_2 や P_3 も同様の傾向となることが想定される。しかし、Model I では試料の違いによって大きく変わらない n や ϕ を用い算出しているため、図-7.5 や図-7.6 に示すように、 P_2 や P_3 が同程度に評価されている。その結果、 D_{50} の違いによる P_2 や P_3 の傾向を適切に評価されていないものと思われる。

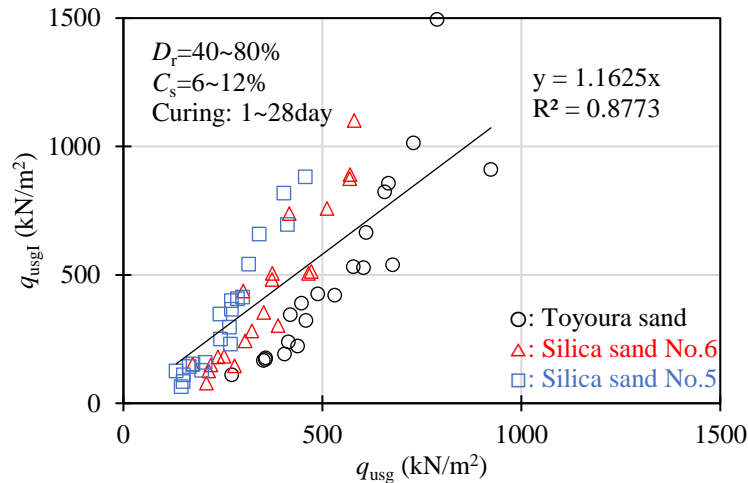


図-7.4 強度発現 Model I による一軸圧縮強さの検討

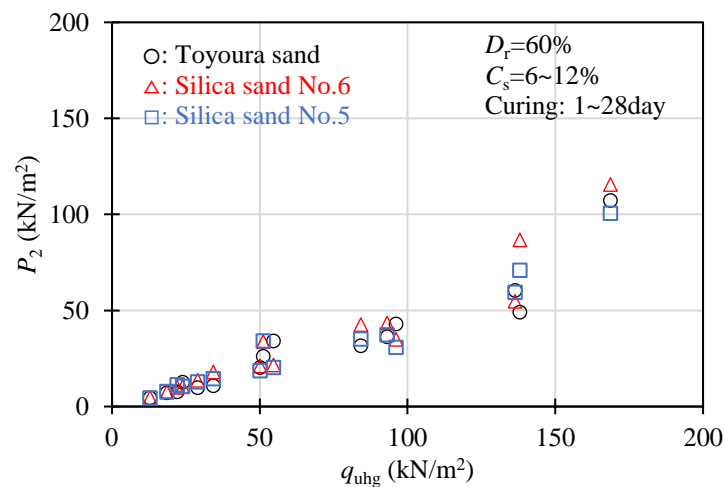
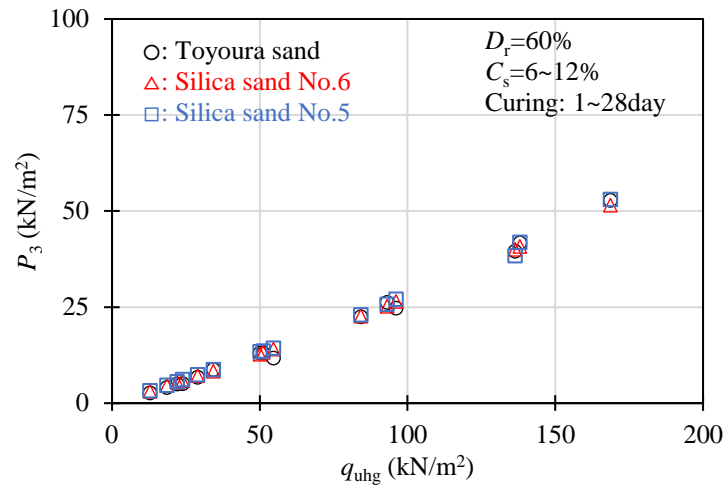


図-7.5 ヒドロゲルの一軸圧縮強さと P_2 の関係


 図-7.6 ヒドロゲルの一軸圧縮強さと P_3 の関係

7.3.2 Mohr-Coulomb の破壊規準と骨格拘束効果・サンドゲルの割裂引張強さに基づく検討

ここでは、ヒドロゲルの体積変化に伴う骨格拘束圧 P_1 とサンドゲルの割裂引張強さ σ_{tsq} を用い、「第 4 章 非アルカリ系注入材によるサンドゲルの強度発現機構の検討」にて述べた Model II を用い、サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} の算定を行った。提案する Mohr-Coulomb 破壊規準に基づくモデルでは式(7.5)を用い、 q_{usgII} を算出する。

$$q_{usgII} = \frac{2 \cdot \sin \phi}{1 - \sin \phi} (P_1 + \sigma_{tsq}) \quad (7.5)$$

ここで、 q_{usgII} は一軸圧縮強さの算定値 (kN/m²)、 ϕ は砂の内部摩擦角 (°)、 P_1 はヒドロゲルの体積収縮に伴う骨格拘束圧 (kN/m²)、 σ_{tsq} はサンドゲルの割裂引張強さ (kN/m²) である。

σ_{tsq} に着目した理由は次の通りである。「3.5 サンドゲルの三軸圧縮試験」にて示したように、圧密非排水三軸圧縮 (\overline{CU}) 試験および圧密排水三軸圧縮 (CD) 試験を実施した結果、軸差応力 q - 軸ひずみ ε_a 曲線において、一軸圧縮試験の破壊ひずみ ε_{cr} 付近に q の降伏点あるいはひずみ軟化点が見られた。この時の \overline{CU} 試験における間隙水圧増分 δu は減少傾向にあり、CD 試験においては体積ひずみ ε_v が膨張傾向にある。さらに、 \overline{CU} 試験において圧密応力 σ'_c が低い条件では、有効応力経路が Tension cut off line (平均有効応力 p と q が 1 : 3) に沿って q が増加した後、一時的に降伏または軟化する挙動を示した。

このような傾向は不飽和土やセメント改良土などでも指摘されており、不飽和砂⁶⁾におけるひずみ軟化は、正のダイレイタンス (膨張) により密度が低下することに加え、メニスカス水の数が減少し、強度および剛性に対するサクシンの寄与が消失していくことがその一因と考えられている。

また、セメント固化処理粘土⁷⁾の三軸圧縮破壊に至る挙動において、最小主応力は過剰間隙水圧の増加に伴いゼロの状態となるため、有効応力経路が Tension cut off line に沿って上昇する。これは一軸圧縮試験における応力状態と同等であり、引張状態にて破壊に至ることが指摘されている。

このような背景より、サンドゲルの一軸圧縮試験や三軸圧縮試験における降伏は、巨視的に圧縮状態としての応力を求めている。しかし、微視的には砂骨格の正のダイレイタンス (膨張) によって、砂粒子間のヒドロゲルが引張状態となり破壊に至ると仮定し、 σ_{tsq} をパラメータとした。

図-7.7 は Model II によるサンドゲルの一軸圧縮強さの q_{usgII} と q_{usg} の関係を示したものである。シリカ濃度 C_s や相対密度 D_r および材令に関わらず、 q_{usgII} は q_{usg} の 1.07 倍、決定係数 R^2 は 0.947 であり、算定値は測定値を表す傾向にある。また、Model I と比較して R^2 は高い結果となっている。

しかし、試料の特性として D_{50} に着目すると、 q_{usg} に対する q_{usgII} は D_{50} が大きいものほど僅かに高く評価する傾向にあることや、特に豊浦砂では q_{usg} が高い領域において、 q_{usgII} が過大に評価されている。このような結果となった要因として、一軸圧縮試験から得られる q_{usg} は供試体内の最も弱い部分にせん断面が生じて破壊する。一方、 q_{usg} の算定値はサンドゲルの S 波速度 V_{ssg} から初期せん断弾性係数 G_{0sg} を算出し、 P_1 を求めているが、 V_{ssg} は供試体内の最も速く伝播する箇所を通過する。このような試験方法の特性によって、 q_{usgII} に過大な評価が生じたものと思われる。

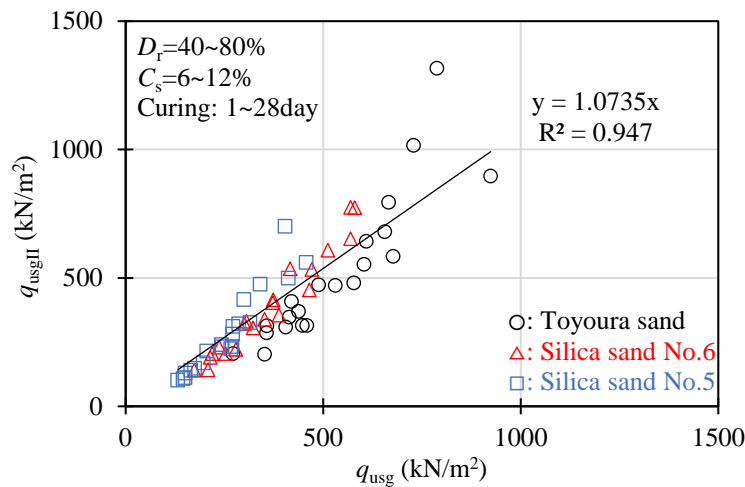


図-7.7 強度発現 Model II による一軸圧縮強さの検討

7.3.3 Griffith の理論と骨格拘束効果・サンドゲルの割裂引張強さに基づく検討

ここでは、ヒドロゲルの体積変化に伴う骨格拘束圧 P_1 とサンドゲルの割裂引張強さ σ_{tsg} を用い、「第4章 非アルカリ系注入材によるサンドゲルの強度発現機構の検討」にて述べた Model III を用い、サンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} の算定を行った。提案する Griffith の理論^{8),9)}に基づくモデルでは式(7.6)を用い、 q_{usgIII} を算出する。

$$q_{usgIII} = \frac{-8\sigma_{tsg} + \sqrt{64\sigma_{tsg}^2 - 64\sigma_{tsg}P_1}}{2} \quad (7.6)$$

ここで、 q_{usgIII} はサンドゲルの一軸圧縮強さ (kN/m²)、 σ_{tsg} はサンドゲルの引張強さ (kN/m²)、 P_1 はヒドロゲルの収縮に伴う骨格拘束圧 (kN/m²) である。

図-7.8 は Model III によるサンドゲルの一軸圧縮強さの q_{usgIII} と q_{usg} の関係を示したものである。シリカ濃度 C_s や相対密度 D_r および材令に関わらず、 q_{usgII} は q_{usg} の 1.17 倍、決定係数 R^2 は 0.970 であり、算定値は測定値を表す傾向にある。しかし、Model II と比較して R^2 は高いものの、算定値は僅かに過大評価する結果となっている。

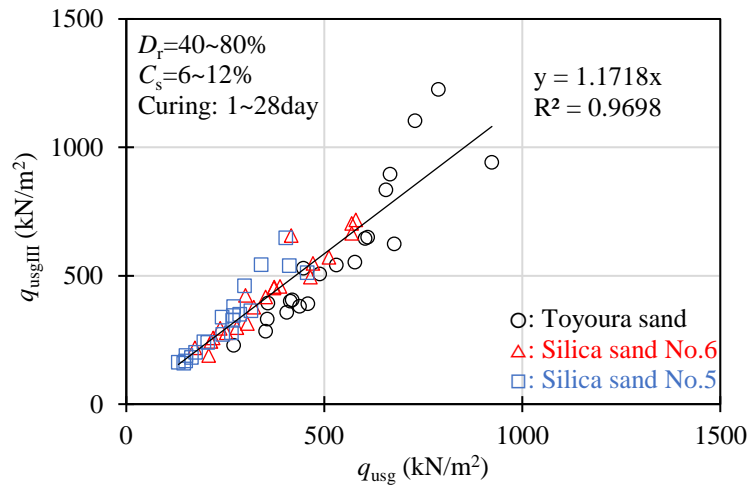


図-7.8 強度発現 Model III による一軸圧縮強さの検討

7.4 強度低下に関する検討

材令 28 日までの酸性系シリカグラウトによるサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} について、「7.3 強度発現機構の妥当性の検証」にて強度の発現メカニズムを検討した結果、Mohr-Coulomb の破壊規準を用い、ヒドロゲルの収縮に伴う骨格拘束圧 P_1 とサンドゲルの割裂引張強さ σ_{tsg} を付加拘束圧と見立てた Model II が実験結果に概ね一致する傾向にあった。本節では、 q_{usg} が養生に伴い低下する条件も含まれる材令 28 日以降のデータも含め、Model II による検討を行い、強度低下の要因について検討を行う。

7.4.1 一軸圧縮強さと骨格拘束圧および割裂引張強さの経時変化

図-7.9 に Mohr-Coulomb の破壊規準に則り、ヒドロゲルの収縮に伴う骨格拘束圧 P_1 とサンドゲルの割裂引張強さ σ_{tsg} を付加拘束圧と見立てた Model II によるサンドゲルの一軸圧縮強さの算定値 q_{usgII} と実測値 q_{usg} の関係を示す。図-7.9 には養生に伴い q_{usg} が低下したデータが含まれるものの、 q_{usgII} は q_{usg} の 1.12 倍、決定係数 R^2 は 0.941 であることより、試験結果を表すことができることを確認した。

図-7.10 ~ 図-7.12 に q_{usg} と q_{usgII} 、割裂引張強さ σ_{tsg} 、骨格拘束圧 P_1 、およびヒドロゲルの体積変化率 ε_v の経時変化を示す。図-7.10 は養生期間中に測定された最大一軸圧縮強さ $q_{usg(max)}$ に対し、材令 300 日の一軸圧縮強さ $q_{usg(300)}$ が最も低下した試験結果であり、図-7.12 は q_{usg} に経時的な低下現象が見られなかったもの、図-7.11 は q_{usg} に中程度の強度低下が生じた結果である。

いずれのケースにおいても、 q_{usgII} は q_{usg} の経時的な増減に対応する傾向にある。また、 P_1 の経時的な増減傾向は q_{usg} に概ね対応する傾向にあり、 q_{usg} の低下の割合が大きい場合、 P_1 も大きく低下する傾向にある。一方、 σ_{tsg} は僅かに低下するケースもみられるが、 q_{usg} の経時的な変化に一致するとは限らない結果となっている。

なお、 P_1 の低下に関して ε_v に着目すると、 ε_v が約 20% 以上となると P_1 が低下する傾向にあり、この傾向はシリカ濃度 C_s が低い条件や、砂の 50% 粒径 D_{50} が小さいものほど強くなる。これは、図-4.9 に示したようにヒドロゲルの ε_v と割線弾性係数 E_{50hg} の関係がサンドゲルの耐久性に影響を与えるが、その割合は試料の諸特性によって異なる傾向にある。

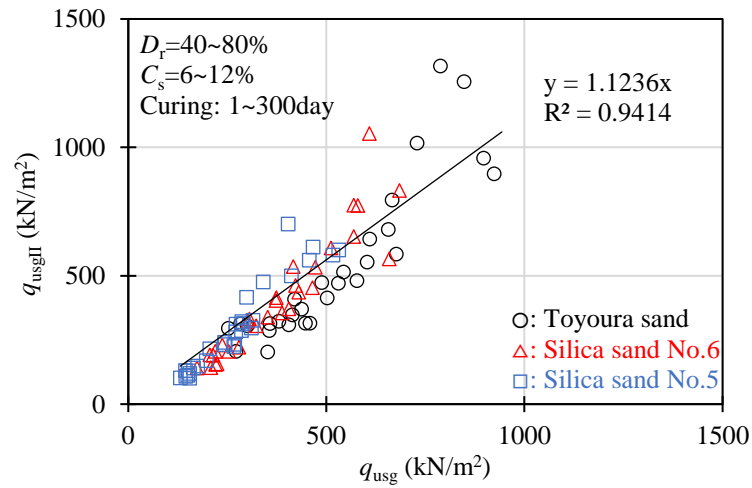


図-7.9 一軸圧縮強さの実測値と算定値（長期養生）

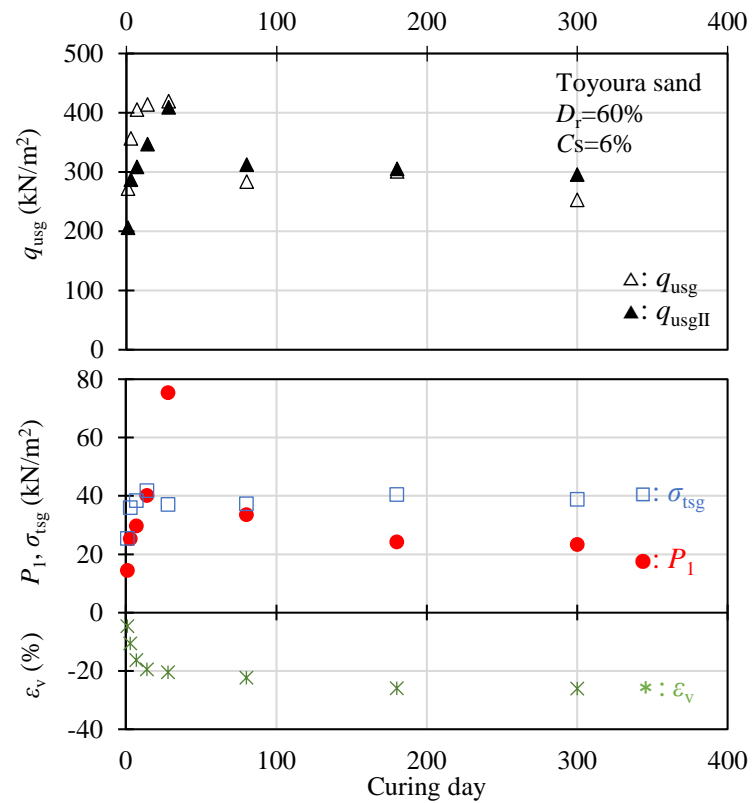
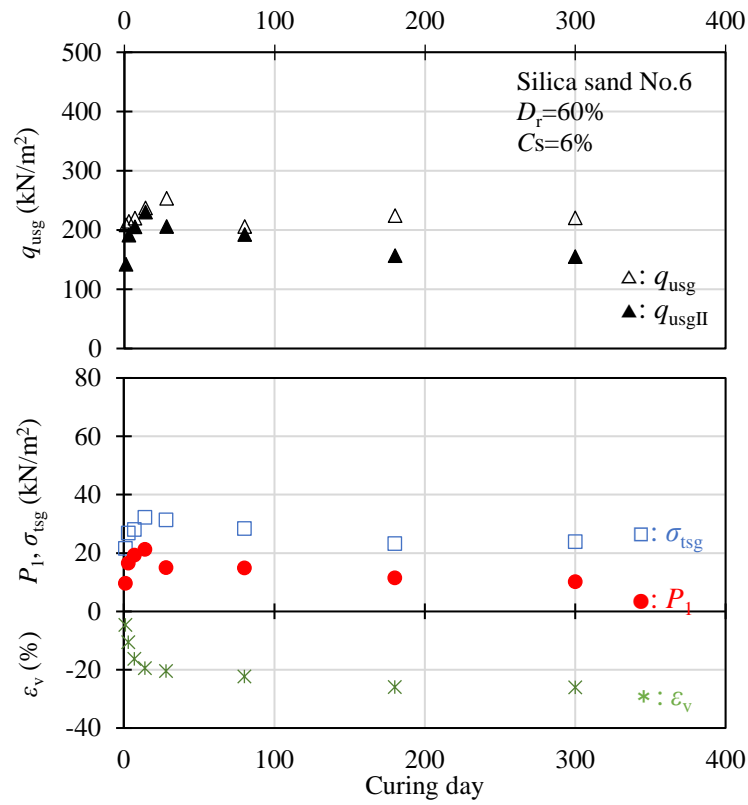
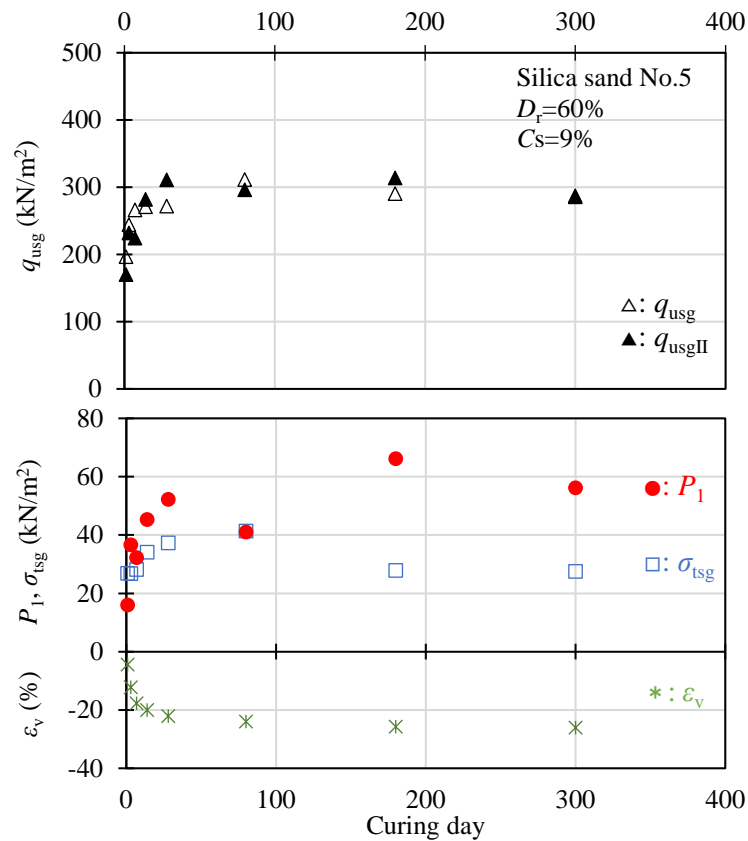


図-7.10 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$


 図-7.11 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$

 図-7.12 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$

7.4.2 体積収縮率と骨格拘束圧および割裂引張強さ

図-7.13 にヒドロゲルの体積収縮率 ε_v と骨格拘束圧 P_1 の関係を、図-7.14 にシリカ濃度 C_s と骨格拘束圧の低下割合の関係を示す。なお、骨格拘束圧の低下割合とは、材令 300 日における骨格拘束圧 $P_{1(300)}$ を養生期間中に生じた最大骨格拘束圧 $P_{1(max)}$ で除した値 $P_{1(300)}/P_{1(max)}$ である。

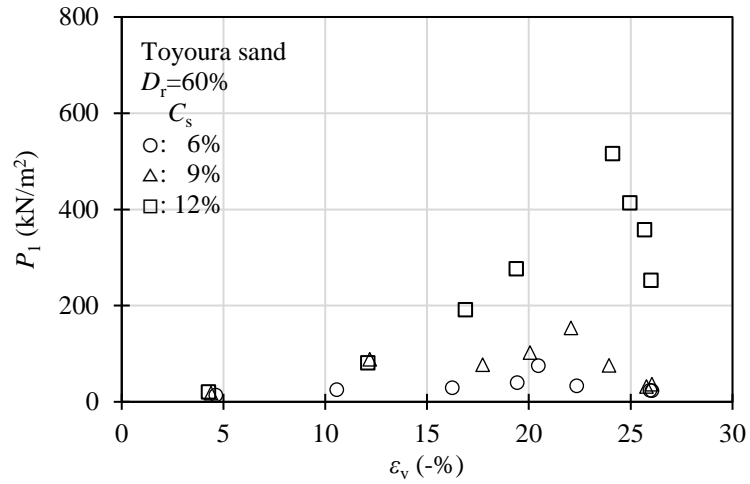
P_1 は ε_v の増加に伴い大きくなる傾向を示し、その割合は C_s が高く、砂の 50 % 粒径 D_{50} が小さいものほど大きい傾向にある。そして、 ε_v が約-20 % 以上となると P_1 は低下する傾向を示し、その割合は C_s が低く、 D_{50} が小さいものほど大きい傾向にある。

図-7.15 に ε_v とサンドゲルの割裂引張強さ σ_{tsg} を、図-7.16 に C_s とサンドゲルの割裂引張強さの低下割合の関係を示す。なお割裂引張強さの低下割合とは材令 300 日における割裂引張強さ $\sigma_{tsg(300)}$ を養生期間中に測定された最大割裂引張強さ $\sigma_{tsg(max)}$ で除した値 $\sigma_{tsg(300)}/\sigma_{tsg(max)}$ である。

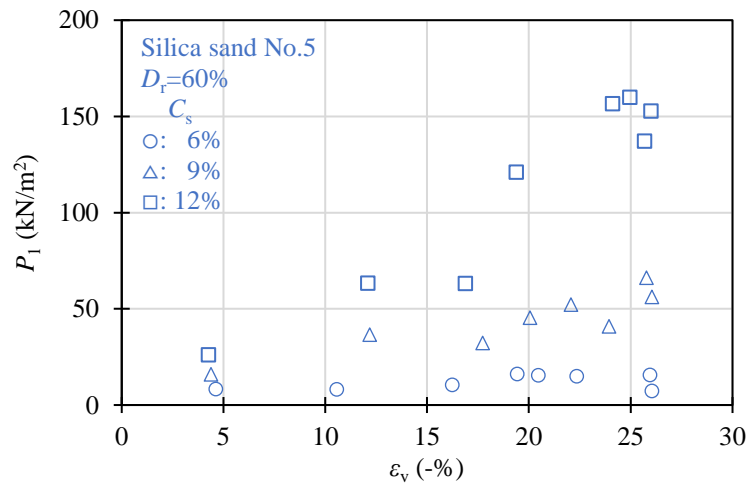
σ_{tsg} は ε_v の増加に伴い大きくなる傾向を示し、その割合は C_s が高く、 D_{50} が小さいものほど大きい傾向にある。なお、 P_1 は ε_v が約-20 % 以上となると C_s や D_{50} に関わらず低下する傾向を示したが、 C_s が高い条件では σ_{tsg} は低下しない結果となっている。なお、 C_s が低い条件では D_{50} が大きいものほど低下割合が大きい傾向にあるが、その割合は P_1 の低下割合と比較して低い傾向にある。

本論文における Model II は、 P_1 と σ_{tsg} を付加拘束圧と見立て、Mohr-Coulomb の破壊規準によりサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} の算定を行っている。図-7.17 は q_{usg} に対する P_1 と σ_{tsg} の関係であるが、 q_{usg} が低い条件では、 P_1 と σ_{tsg} が同程度であるのに対し、 q_{usg} が高い条件では P_1 の占める割合が大きくなる。

以上の結果より、サンドゲルの一軸圧縮強さは砂骨格を拘束する圧力がヒドロゲルの体積収縮によって発現することが主要要因と考えられる。また、ヒドロゲルに過剰な体積収縮が生じた場合、砂粒子間にあるゲルの切断や砂とゲルの剥離現象が発生し、骨格拘束効果が低減することによって強度低下が生じるものと思われる。



(a) 豊浦砂, $D_r=60\%$



(b) 珪砂 5 号, $D_r=60\%$

図-7.13 ヒドロゲルの体積収縮率と骨格拘束圧の関係

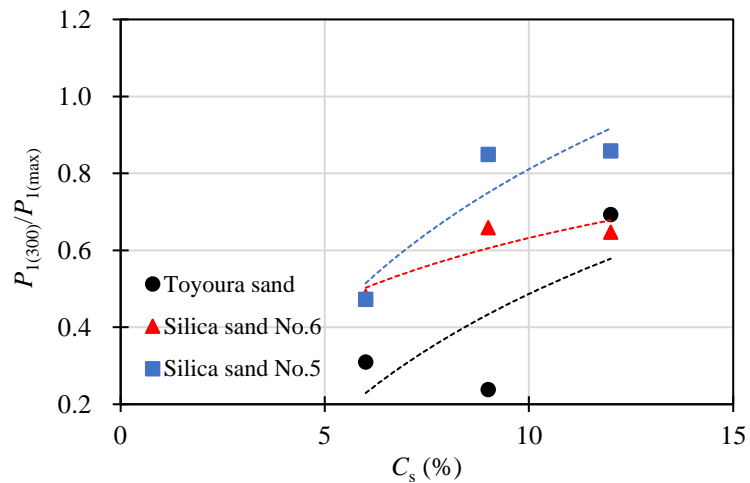
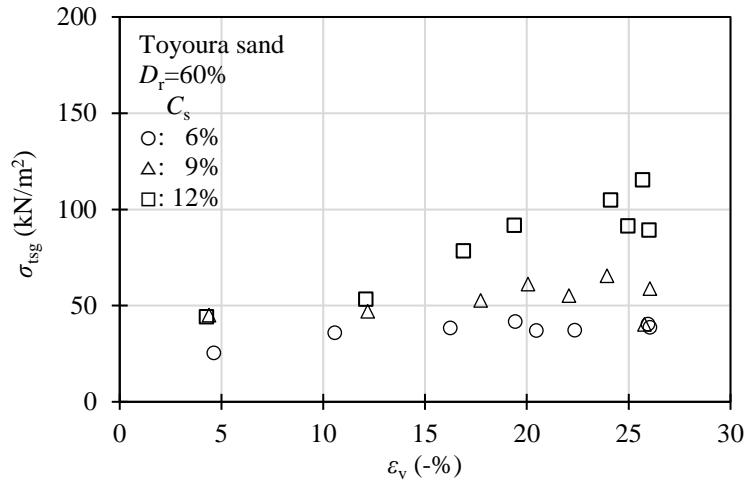
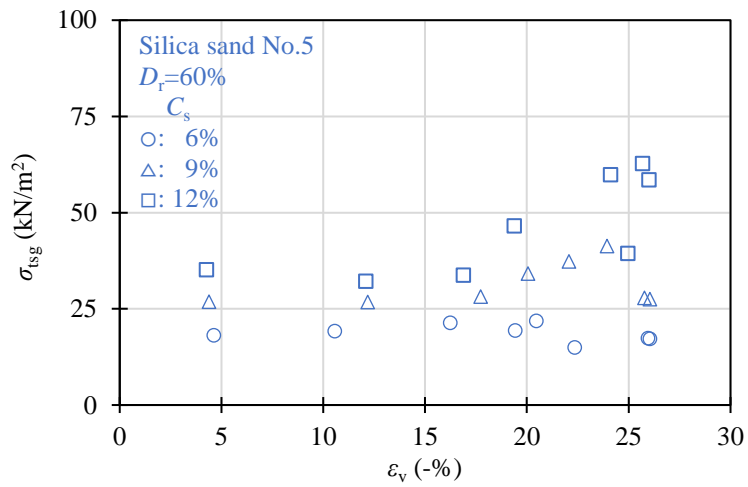


図-7.14 シリカ濃度と骨格拘束圧の低下割合



(a) 豊浦砂, $D_r=60\%$



(b) 珪砂 5 号, $D_r=60\%$

図-7.15 ヒドロゲルの体積収縮率とサンドゲルの割裂引張強さの関係

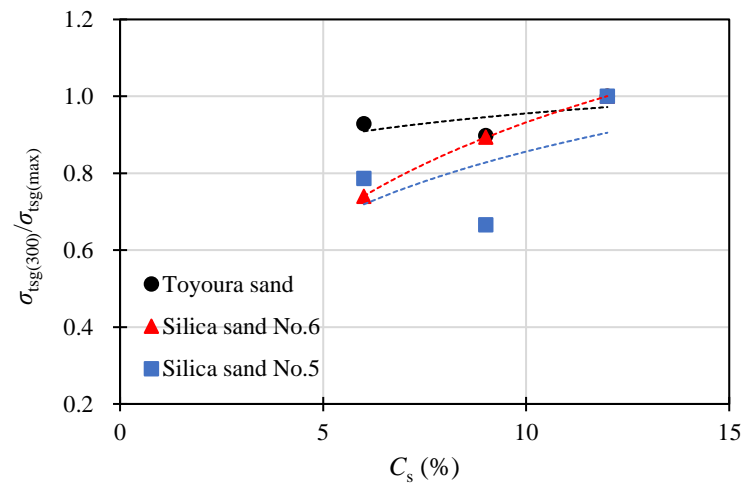


図-7.16 シリカ濃度と割裂引張強さの低下割合

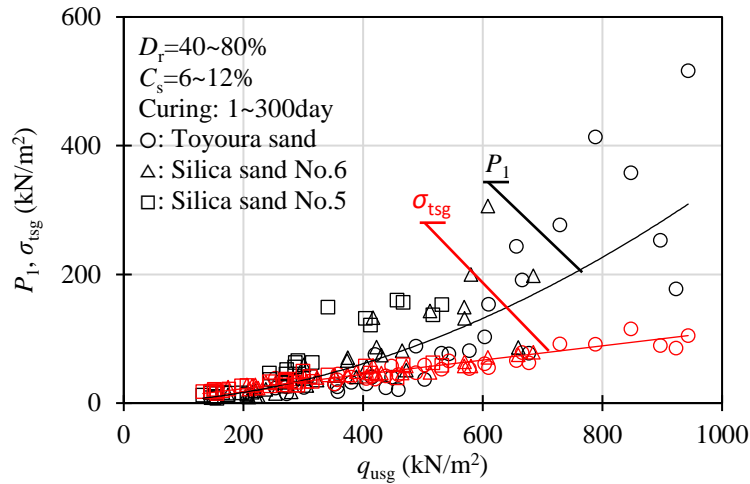


図-7.17 一軸圧縮強さに対する骨格拘束圧と割裂引張強さ

7.5 サンドゲルの強度発現機構に関するパラメータの推定

サンドゲルの強度発現に関わるパラメータとしてヒドロゲルの体積収縮に伴う骨格拘束圧とサンドゲルの割裂引張強さが挙げられる。これらのパラメータを推定することができれば、設計や配合試験などにおいて改良強度を予測することが可能となる。よって本節では、サンドゲルの引張強さをヒドロゲルや砂の諸特性より推定する方法について検討を行う。

7.5.1 骨格拘束圧の推定

ここでは、材令 28 日までのヒドロゲルの収縮に伴う P_1 の発現割合とその支配的要因を検討し、 P_1 を推定する方法について検討を行った。コンクリート工学の分野において、セメントペーストの自己収縮によるコンクリートのひずみ量を算定する方法¹⁰⁾として、図-7.18 に示す直列モデル（式(7.7)）や並列モデル（式(7.8)）、Hobbs 式（式(7.9)）がある。

$$\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_p} = 1 - V_a \quad (7.7)$$

$$\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_p} = \frac{1 - V_a}{\left(\frac{E_a}{E_p} - 1\right) \cdot V_a + 1} \quad (7.8)$$

$$\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_p} = \frac{(1 - V_a) \cdot \left(\frac{K_a}{K_p} + 1\right)}{1 + \frac{K_a}{K_p} + V_a \cdot \left(\frac{K_a}{K_p} - 1\right)} \quad (7.9)$$

ここで、 ε_c 、 ε_p はコンクリートおよびセメントペーストの収縮ひずみ、 V_a は骨材の体積含有率、 E_a 、 E_p は骨材およびセメントペーストの弾性係数、 K_a 、 K_p は骨材およびセメントペーストの体積弾性係数である。

本試験結果について式(7.7)～式(7.9)を用い、 P_1 の算定を行った。算定では、 ε_c をサンドゲルの体積変

化率 ε_{sg} , ε_p をヒドロゲルの ε_v とし, K_p , E_p にはヒドロゲルの K_{hg} , E_{ohg} を用いた. また, K_a , E_a は図-7.19 に示す拘束圧 σ'_c により変化する未改良砂の値 K_s , E_{0s} とし, 式(7.10), 式(7.11)により求めた.

$$K_s = A \cdot \sigma'_c{}^B \quad (7.10)$$

$$E_{0s} = C \cdot \sigma'_c{}^D \quad (7.11)$$

ここで, K_s または E_{0s} は未改良砂の体積弾性率または初期弾性係数, A および B , C , D は弾性波試験により求められる実験定数である.

このように求めた値を未改良砂の CD 試験における圧密段階にて得られた σ'_c と体積変化率 ε_s の関係にプロットし, それぞれの交点を骨格拘束圧のポテンシャル P_{1c} とした. 図-7.20 に P_{1c} の一例として並列モデルによる算定結果を示す. なお, 直列モデルと Hobbs 式によるものは, いずれも ε_{sg} が大きく算出され, P_{1c} を求めることはできなかった.

図-7.21 は P_1 と並列モデル (式(7.8)) による P_{1c} の関係である. P_{1c} は P_1 と比較してかなり小さくなる傾向を示した. このような結果になった要因としては, セメントペーストの体積収縮率に対し, ヒドロゲルのそれが数倍以上大きいことや, セメントペーストの弾性係数に対してヒドロゲルのそれが数万分の一程度であることによると思われる. また, 試料ごとに着目してみると, 粒径が小さいものほど P_1 に対する P_{1c} は小さくなる傾向を示した.

以上のことより, 既往の収縮モデルを用いて注入材の収縮による P_1 を算定するには, σ'_c ごとに ε_s や E_{0s} などのパラメータを求める必要があり, 煩雑であることに加え, 得られた値では砂粒径の影響を考慮できないなど, 実測値を十分に説明できない課題が明らかになった.

そこで, 過大評価はするものの P_{1c} を求めることができた並列モデルに着目すると, このモデルは複合材料¹¹⁾としての式(7.12) ~ 式(7.14)から成立っており, 式(7.8)は式(7.13)における骨材の収縮ひずみ ε_a をゼロと仮定している.

$$E_c = E_a \cdot V_a + E_p(1 - V_a) \quad (7.12)$$

$$E_c \cdot \varepsilon_c = E_a \cdot V_a \cdot \varepsilon_a + E_p \cdot \varepsilon_p(1 - V_a) \quad (7.13)$$

$$\frac{\varepsilon_c}{\varepsilon_p} = \frac{\frac{E_a}{E_p} \frac{\varepsilon_a}{\varepsilon_p} V_a + E_p(1 - V_a)}{E_a \cdot V_a + E_p(1 - V_a)} \quad (7.14)$$

ここで, ε_c , ε_p , ε_a はコンクリート, セメントペーストおよび骨材の収縮ひずみ, E_c , E_p , E_a はコンクリート, セメントペーストおよび骨材の弾性係数, V_a は骨材の体積含有率である.

よって, 式(7.13)に着目し, ε_a をゼロと仮定するとコンクリートに生じる内部応力はセメントペーストの ε_p と E_p の積に依存することがわかる. すなわち, ヒドロゲルの収縮により生じる骨格拘束圧のポテンシャル P_{1c} は, ある一定の E_{ohg} を有するヒドロゲルが砂の粒子間にて等方的 ($\varepsilon_v = \varepsilon_x + \varepsilon_y + \varepsilon_z$) に収縮したと仮定すると式(7.15)から求めることができる.

$$P'_{1c} = E_{0hg} \cdot \frac{-\varepsilon_v}{3} \quad (7.15)$$

ここで、 P'_{1c} は骨格拘束圧のポテンシャル、 E_{0hg} はヒドロゲルの初期弾性係数、 ε_v はヒドロゲルの体積収縮率である。

図-7.22 は P_1 と P'_{1c} の関係である。 P_1 と P'_{1c} は C_s や材令に関わらず直線で近似できることが示され、この直線の勾配は 1 よりも小さく、砂の 50% 粒径 D_{50} が大きいものほど小さい。なお、 P_1 と P'_{1c} が等しい時は、収縮圧力がすべて砂骨格により受け持たれている状態にあり、 P_1 が P'_{1c} より小さい時は、収縮圧力の砂骨格への伝達が十分でない場合であり、間隙の一部においてヒドロゲルの破断や砂粒子からの剥離が生じている状況が想定される。

次に図-7.22 の傾き a を骨格拘束圧への寄与率と定義し、間隙径深¹²⁾ h (式(3.6), 式(3.7)) との関係求めた。図-7.23 は h と a の関係であり、同図には双曲線による近似曲線も示している。 h は D_{50} や間隙比 e の増加、 U_c の低下に伴い増加するものであり、 a は h の増加に伴い低下する傾向にある。

図-7.24 は砂の粒度特性と土粒子密度および乾燥密度から h を求め、図-7.23 に示した近似双曲線から a を求め、これをヒドロゲルの ε_v と E_{0hg} から求まる P'_{1c} に乗じることで P_1 を算定した。その結果、 P'_{1c} や a の算定にはバラツキが含まれるものの概ね P_1 を表すことができることを確認した。

以上のことより、 P_1 はヒドロゲルの弾性係数 E_{0hg} と体積収縮 ε_v に起因するが、影響因子としては砂の 50% 粒径 D_{50} や均等係数 U_c などの粒度特性と相対密度 D_r が挙げられる。

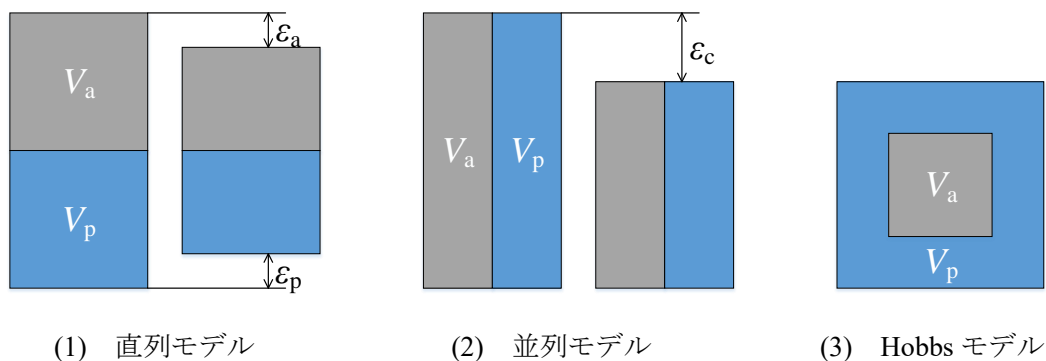


図-7.18 コンクリートの収縮ひずみモデル

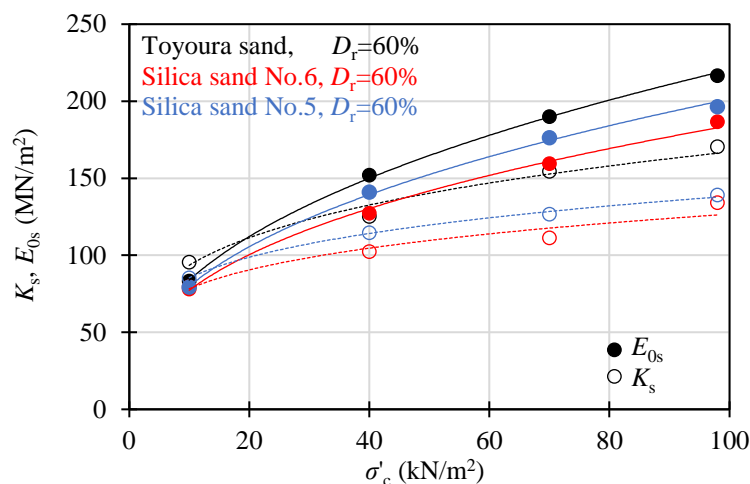


図-7.19 未改良砂の初期弾性係数および体積弾性係数と拘束圧の関係

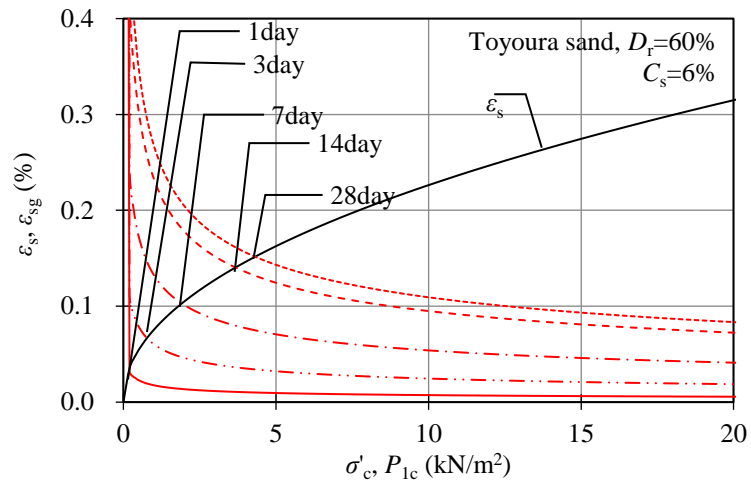
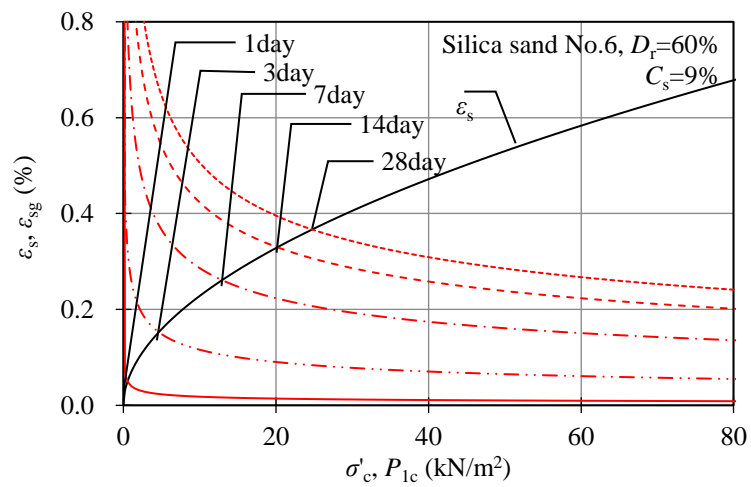
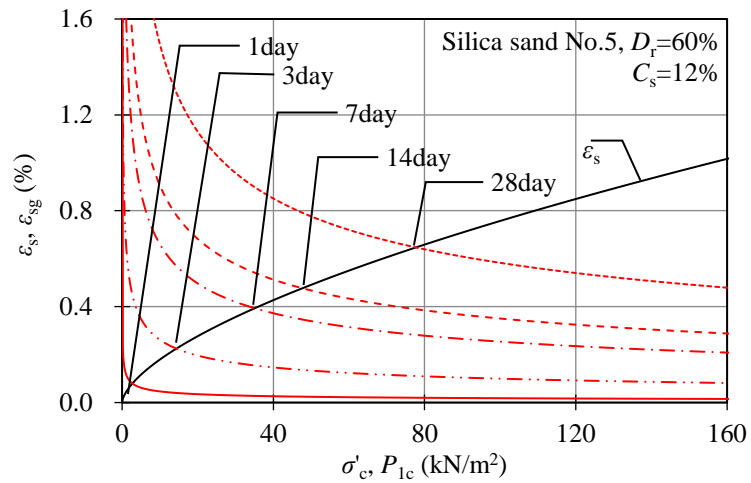

 (a) 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$

 (b) 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$

 (c) 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$

図-7.20 並列モデルによる骨格拘束圧の算定

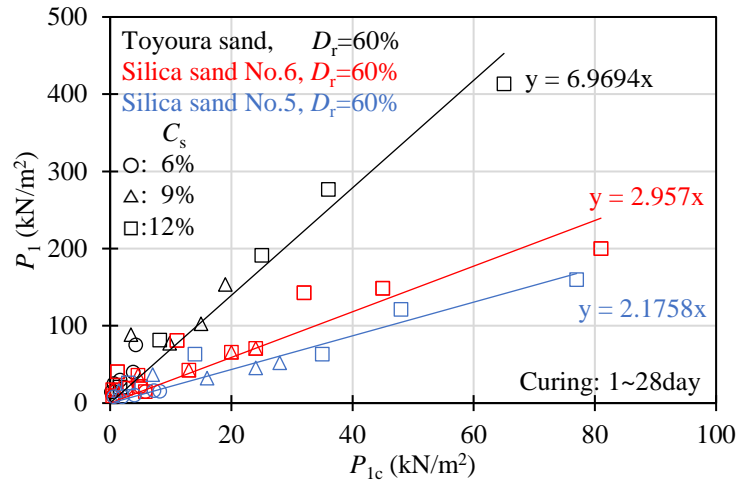


図-7.21 並列モデルによる骨格拘束圧の算定

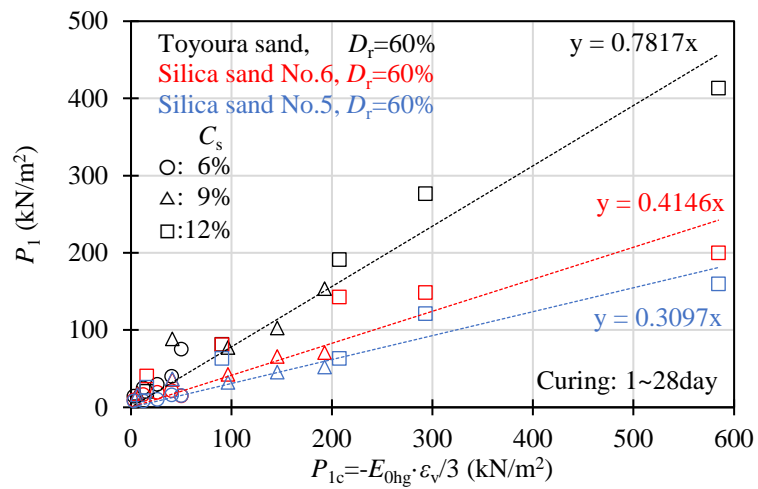


図-7.22 ヒドロゲルの初期弾性係数と収縮率による骨格拘束圧の算定

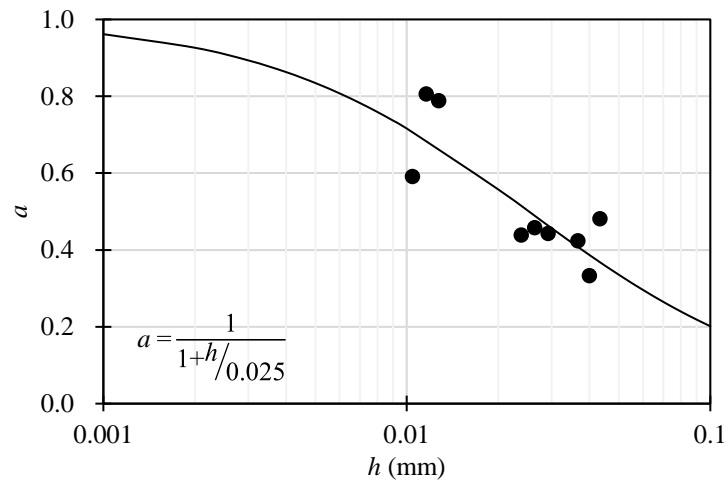


図-7.23 間隙径深と骨格拘束圧への寄与率

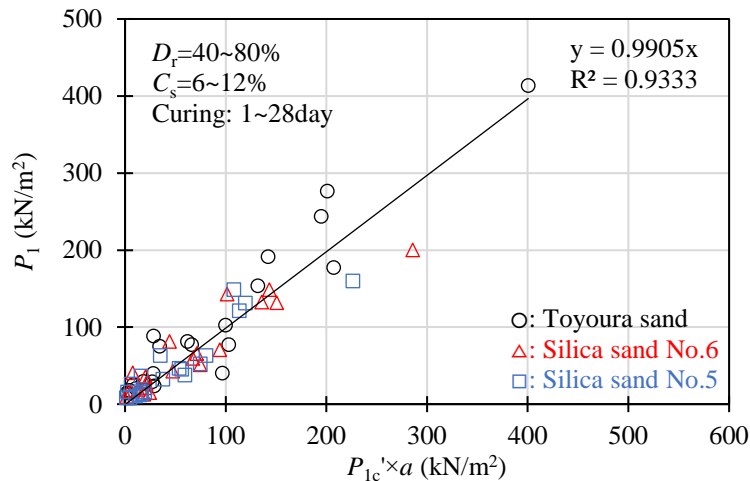


図-7.24 骨格拘束圧の推定値と測定値の関係

7.5.2 割裂引張強さの推定

ここでは、本論文におけるサンドゲルの強度発現モデルのパラメータとなる割裂引張強さ σ_{tsg} について、ヒドロゲルや砂の諸特性との関係性について検討を行った。そして σ_{tsg} を推定する手法として Griffith の理論^{8),9)}を用いた検討を行った。Griffith の理論では脆性材料の理論強度 σ_m に対し、測定される強度 σ が低くなる要因として、材料内部に存在する欠陥を指摘し、その低下割合は欠陥の長さ c_g により定まるものとされている。なお、ヒドロゲルの破壊挙動が脆性的であることや、ヒドロゲルの体積変化に伴い生じるサンドゲルの欠陥を微視的に検討することに適すると判断した。なお、供試体は材令 28 日までを検討の対象とした。

(1) ヒドロゲルとサンドゲルの割裂引張強さの関係

図-7.25 にヒドロゲルの割裂引張強さ σ_{thg} とサンドゲルの割裂引張強さ σ_{tsg} の関係を示す。 σ_{tsg} はシリカ濃度 C_s や材令に関わらず試料ごとに σ_{thg} の増加とともに高くなる傾向を示す。また、同一の σ_{thg} における σ_{tsg} は砂の 50% 粒径 D_{50} が小さいものほど高くなる。

森ら^{13),14)}は、ヒドロゲルの粘着力を直接せん断試験にて、サンドゲルの粘着力を非排水条件の三軸圧縮試験にて求め、両者の関係を図-7.26(a)に示すように、切片を有する一次直線で表している。そして、この傾きによる増加分を薄膜粘着力、切片を構造的粘着力と称している。

薄膜粘着とは砂粒子の間隙にあるヒドロゲルが自身の強度より高い粘着力を発揮するものであり、膜厚が薄くなるほど高くなるものとし、さらに砂粒子と注入材の付着力の大きさに影響されることなどを指摘している。そして、構造的粘着力とは、非排水状態にて圧縮されたサンドゲルに、ダイレイタンシーによる負圧が生じ、これが砂粒子間の拘束圧となるというものであり、砂の粒径や形状、密度、注入材の性質などの影響を受けることを示している。なお、Kaga & Yonekura¹⁵⁾はこのような切片を表面張力に基づくものと捉えている。

これらの考え方について薄膜粘着力に関しては支持するものの、構造的粘着力や表面張力に関する見解については異なる結果がいくつか得られている。「3.5 サンドゲルの三軸圧縮試験」の結果、ダイレイタンシーに伴う負圧の発生や体積膨張は 2%~3% 以上の軸ひずみ ε_a が必要であることを確認している。しかしながら、サンドゲルの一軸圧縮試験における破壊ひずみ ε_{tsg} は 0.9%~1.8% であることなどから、

ダイレイタンシーにより負圧が発生し、内部応力が付与された可能性は低いと思われる。また、割裂引張試験においては、割裂面にて負のダイレイタンシーが生じる可能性は低いものと思われる。

さらに、寺下ら¹⁶⁾が豊浦砂を用い、粒子間に架橋する水によって生じる液膜付着力を測定した結果、引張強さは $0.1 \text{ kN/m}^2 \sim 1.0 \text{ kN/m}^2$ 程度であることより、ヒドロゲルとサンドゲルの強度の関係における切片を表面張力に基づくものと仮定しても、それほど大きな値を期待することはできない。

よって、 σ_{thg} に対して σ_{tsg} が大きな値となる要因としては、接着剤の分野における膜厚効果が考えられる。膜厚効果とは、接着剤の膜の厚さが増加すると接着強度（引張、せん断）が減少するものである。この要因として、厚い層では欠陥箇所の存在確率が高く、接着力を低下させる説¹⁷⁾や、接着面の場の影響により、接着面から接着層の内部まで距離に逆比例して分子が配列するため、接着層が厚くなると配列度が低下し、接着強度が低下する説¹⁸⁾などがある。

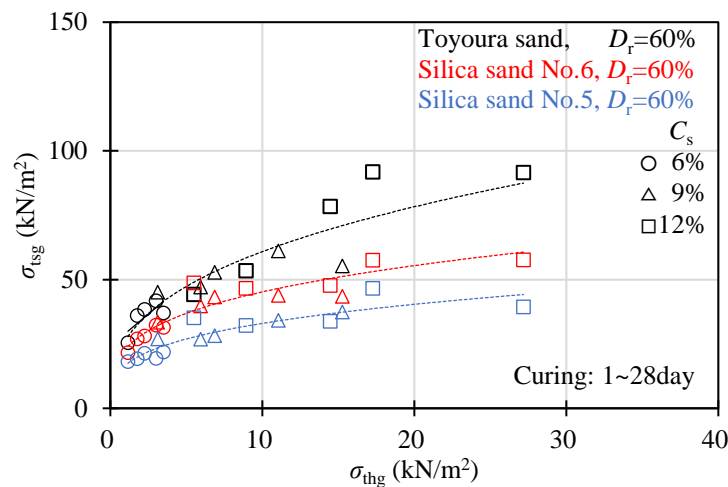


図-7.25 ヒドロゲルとサンドゲルの割裂引張強さの関係

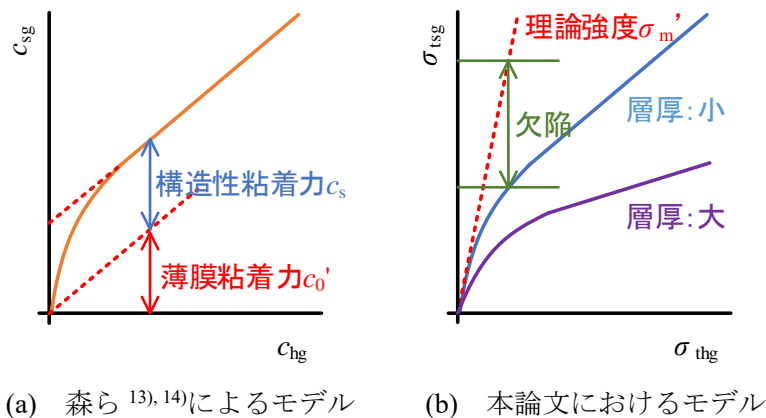


図-7.26 ヒドロゲルとサンドゲルの強度に関する概念

(2) サンドゲルの膜厚効果に関する検討と割裂引張強さの推定

Griffith は、式(7.16)の脆性材料の理論強度に対し、測定される強度が低くなる要因として、材料内部に存在する欠陥を指摘し、その低下割合は式(7.17)に示すように欠陥の長さにより定まるものとしている⁸⁾。

$$\sigma_m = 2 \sqrt{\frac{E \cdot \gamma}{a}} \quad (7.16)$$

$$\sigma_t = \sqrt{\frac{2 \cdot E \cdot \gamma}{\pi \cdot c_g}} \quad (7.17)$$

ここで、 σ_m は材料の理論強度、 σ_t は引張強度、 E は弾性係数、 γ は表面エネルギー、 a は原子間距離、 c_g は欠陥長さである。

なお、 σ_m は E の 1/10 程度であるが、実際に測定される σ_t は σ_m の 1/10 ~ 1/10,000 程度¹⁹⁾と言われている。また、破壊条件としては材料内部の欠陥方向によって定まるものと仮定して式(7.18)、式(7.19)を提案している⁹⁾。

$$\sigma_1 + 3\sigma_3 < 0 \quad \text{の時} \quad \sigma_3 = \sigma_t \quad (7.18)$$

$$\sigma_1 + 3\sigma_3 > 0 \quad \text{の時} \quad (\sigma_1 - \sigma_3)^2 + 8 \cdot \sigma_t (\sigma_1 + \sigma_3) = 0 \quad (7.19)$$

ここで、 σ_1 は最小主応力、 σ_3 は最大主応力、 σ_t は引張強さである。

膜厚効果に関して、引張強さの比 ($\sigma_{tsg}/\sigma_{thg}$) とヒドロゲルの体積変化率 ε_v の関係を図-7.27 に示す。 $\sigma_{tsg}/\sigma_{thg}$ は ε_v の増加に伴い低下する傾向にある。これは、ヒドロゲルは同質（シリカ）な砂粒子に付着しながら収縮し、間隙には重縮合反応による離漿水層が生じる。そして、これが Griffith 理論における欠陥 c_g となるため、図-7.26(b)に示すように ε_v が大きくなると $\sigma_{tsg}/\sigma_{thg}$ が低下するものと想定される。

次に、砂の 50 % 粒径 D_{50} に着目すると、同一のシリカ濃度 C_s および ε_v における $\sigma_{tsg}/\sigma_{thg}$ は、 D_{50} が大きなものほど小さくなる傾向を示している。これは、 D_{50} が大きくなると、次の要因が想定される。すなわち、1) 比表面積は小さくなり、砂とヒドロゲルの付着面積が低下すること^{4),5)}。2) 間隙率 n が同じ場合、1 粒子当りの接点数は等しくなるが²⁰⁾、単位体積あたりの接点数は減少すること。3) 間隙径 d が大きくなるため、同一の ε_v でも欠陥長 c_g が拡大すること、である。

また、同一の試料を用いた場合、 C_s が高いものほど $\sigma_{tsg}/\sigma_{thg}$ が小さくなる傾向にある。これは、図-2.18 に示したように C_s が高い場合、ヒドロゲルの一軸圧縮試験において割線弾性係数 E_{50hg} は大きく、破壊ひずみ ε_{thg} は小さくなるため、展延性が低くなる傾向にある。これによって、 C_s が高い場合、 ε_v によるヒドロゲルネットワークの切断や砂粒子からのヒドロゲルの剥離などが生じやすいことが想定される。なお、図-2.12 に示したようにヒドロゲルをガラス製のメスフラスコで養生を行った結果、 C_s が高いものほど容器から剥離、あるいはヒドロゲルのネットワークが切断（クラックの発生）され易く、 ε_v が大きくなる結果が得られている。以上を踏まえて、式(7.17)から c_g を求めて ε_v との関係について検討を行った。

図-7.28 は ε_v と平均間隙径 d に対する欠陥長さ c_g の比 (c_g/d) を示す。本検討ではヒドロゲルの成分のほとんどが水であることより、表面エネルギー γ は 72×10^{-6} kN/m と仮定した。また、 d は間隙径深 h と式(7.20)の関係にあり、 h は式(3.6)および式(3.7)により求められる。

$$h = \frac{A}{S} = \frac{\pi(d/2)^2}{2 \cdot \pi(d/2)} = \frac{d}{4} \quad (7.20)$$

ここで、 h は間隙径深 (mm)、 A は平均間隙径 d における間隙の断面積 (mm²)、 S は平均間隙径 d における間隙の周長 (mm)、 d は平均間隙径 (mm) である。

c_g/d は ε_v の増加に伴い大きくなる傾向を示していることより、図-7.27 における ε_v の増加に伴う $\sigma_{tsg}/\sigma_{thg}$ の低下が c_g の拡大によることが裏付けられる。また、同一の C_s における c_g/d は ε_v に依らず同程度の値となる。これは、 d の増加に伴い c_g が拡大することを表すものであり、図-7.27 において D_{50} の増加に伴う $\sigma_{tsg}/\sigma_{thg}$ の低下が c_g の拡大によることを裏付けられる。

なお、 C_s の違いに着目すると、 ε_v が小さい場合、わずかではあるが C_s が高いものほど c_g/d は大きくなる傾向にあるが、 ε_v が大きくなると、 c_g/d は C_s に依らず同程度となる傾向を示しており、図-7.27 におけるヒドロゲルの展延性の影響が示唆されている。このように、 c_g/d と ε_v の関係には C_s の影響が含まれるものの、ここではその度合いは低いと判断し、 c_g/d と ε_v の関係について式(7.21)の近似曲線を求めた。

$$\frac{c_g}{d} = 0.1 + 0.1 \cdot e^{-0.08\varepsilon_v} \quad (7.21)$$

ここで、 c_g は欠陥長さ (mm)、 d は平均間隙径 (mm)、 e はネイピア数、 ε_v は体積変化率 (%) である。

図-7.29 は式(7.21)より試料の d とヒドロゲルの ε_v を用い c_g を算出し、式(7.17)に c_g とヒドロゲルの初期弾性係数 E_{0hg} を与えて求めた割裂引張強さの推定値 σ_{tsgc} と σ_{tsg} の関係である。 σ_{tsgc} は σ_{tsg} の 0.947 倍であり、その決定係数 R^2 は 0.968 となっている。 c_g を算出するための近似曲線 (式(7.21)) には C_s によるバラツキが含まれるものの、推定値は測定値を表すことができた。

以上のことより、ヒドロゲルの割裂引張強さ σ_{thg} に対しサンドゲルの割裂引張強さ σ_{tsg} が大きな値となる要因は膜厚効果であり、間隙におけるヒドロゲルの引張強さ σ_{thg} は理論強度 σ_m (式(7.16)) に近づくものと思われる。ただし、ヒドロゲルの体積収縮 ε_v によって欠陥が生じるため、その効果は減少するものと思われる。

なお、その他の要因²¹⁾としては機械的な結合や物理的相互作用が考えられる。機械的結合とは、物質の表面の孔や谷間に接着剤が入り込み、それが固化することによって接着されるものであり、アンカー効果と称されるものである。また、物理的相互作用とは、クーロン力や水素結合力、ファンデルワールス力などの分子間に働く力により接着されるものである。特に、水素結合力は砂粒子の表面にあるシラノール基 (OH⁻) と注入材の OH⁻ が反応することにより、発揮されることが期待できる。

この様に、ヒドロゲルとサンドゲルの割裂引張強さの関係には様々な要因が想定され、現段階では明確な結論を得るに至っていないが、Griffithの理論によって推定ができる可能性を見出した。

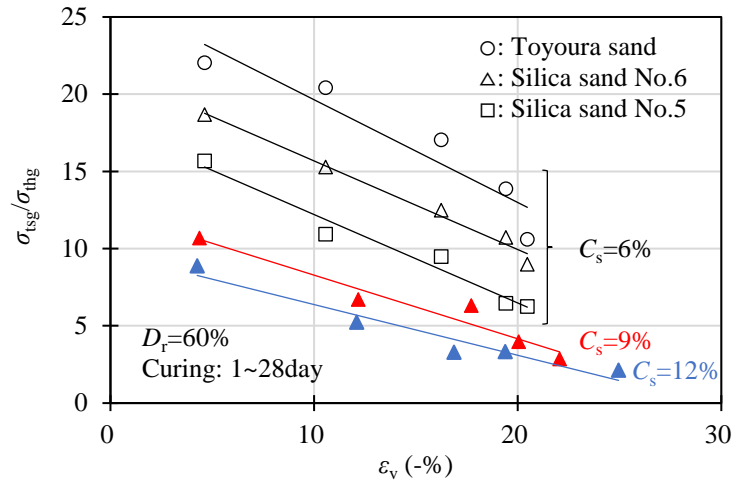


図-7.27 ヒドロゲルの体積収縮率と割裂引張強さの比

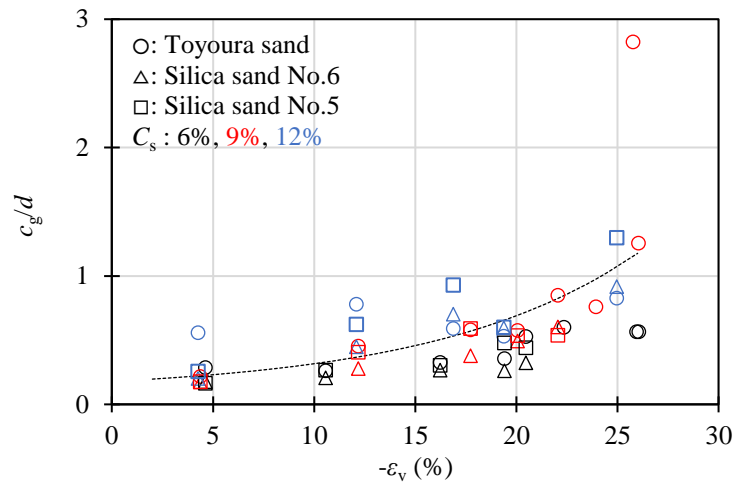


図-7.28 ヒドロゲルの体積収縮率と平均間隙径に対する欠陥長さの比

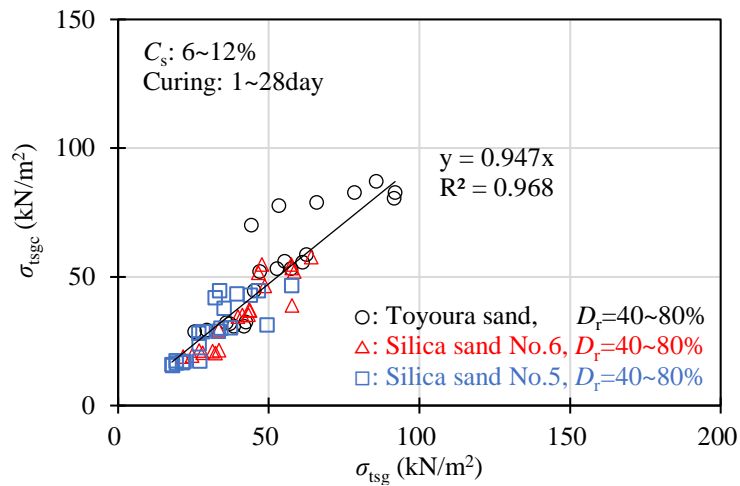


図-7.29 サンドゲルの割裂引張強さの測定値と推定値

7.5.3 推定パラメータを用いたサンドゲルの一軸圧縮強さの算定

骨格拘束圧 P_1 は、「7.5.1 骨格拘束圧の推定」にて検討したように、ヒドロゲルの弾性係数 E_{0hg} と体積収縮率 ε_v から収縮圧力のポテンシャル P_{1c}' を求め、これに間隙径深 h に関する寄与率 a を乗じることにより推定する手法を見出した。また、「7.5.2 割裂引張強さの推定」にてサンドゲルの割裂引張強さ σ_{tsg} は、 E_{0hg} と ε_v および h を Griffith の理論に適用することにより推定する手法を見出した。

ここでは、上記の手法により求めた推定値を強度発現 Model II に与え、一軸圧縮強さの算定を行った。よって、この算定では砂の諸特性から求められる h と内部摩擦角 ϕ 、ヒドロゲルの E_{0hg} と ε_v から求めることになる。

図-7.30 は相対密度 D_r を 40 % ~ 80 % に調整した三種類の珪砂に、シリカ濃度 C_s が 6 % ~ 12 % の酸性系シリカグラウトを注入し作製したサンドゲルの一軸圧縮強さの実測値 q_{usg} と算定値 q_{usgII}' の関係である。なお、ここで材令は q_{usg} に低下が生じない結果として材令 28 日以下のものを対象とした。

また、図-7.31 は D_r が 60 % の豊浦砂に C_s が 6 % ~ 12 % の酸性系シリカグラウト (AS)、 C_s が 9 % ~ 15 % の活性複合シリカ系グラウト (HS)、 C_s が 29 % の活性シリカコロイド系グラウト (CS) を注入し作製したサンドゲルの q_{usg} と q_{usgII}' の関係である。なお、ここでは q_{usg} が低下しない条件として、AS では ε_v が約 -25 % 以下となる材令 1 日 ~ 60 日のものを対象としている。

算定のパラメータにはバラツキが含まれるものの、 q_{usgII}' は q_{usg} の 0.81 倍 ~ 1.03 倍、決定係数 R^2 は 0.915 ~ 0.930 となり算定値は測定値を表す傾向にある。

以上の結果より、 h を 50 % 粒径 D_{50} 、均等係数 U_c 、土粒子の密度 G_s および間隙比 e より求め、ヒドロゲルの諸特性として E_{0hg} と ε_v を与えることにより、強度発現のパラメータとなる骨格拘束圧と割裂引張強さを推定することにより改良効果の発現を予測することが可能となった。

なお、 q_{usg} の経時的な低下は過剰な ε_v による P_1 の低減と推察されるが、その割合を定量的に評価するためには、砂粒子間におけるヒドロゲルのネットワークの切断や、砂粒子からのヒドロゲルの剥離が生じるときの ε_v と E_{0hg} の関係を把握する必要がある。そして、この関係は砂の体積圧縮係数 K や h によって異なるものと思われる。

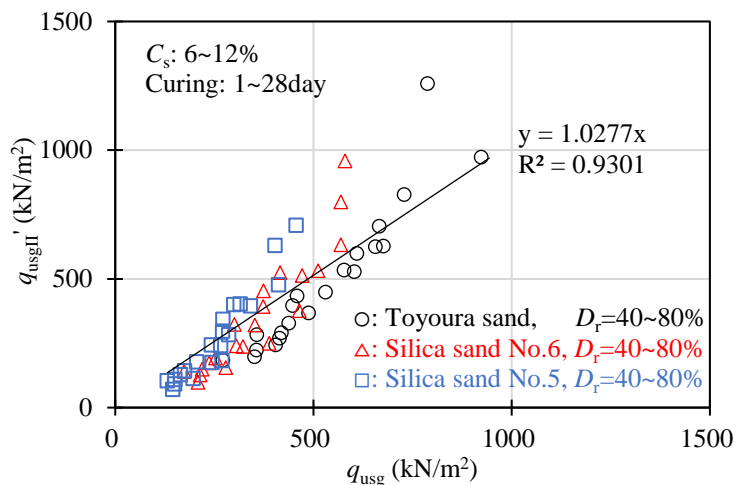


図-7.30 サンドゲルの一軸圧縮強さの測定値と算定値（酸性系シリカグラウト）

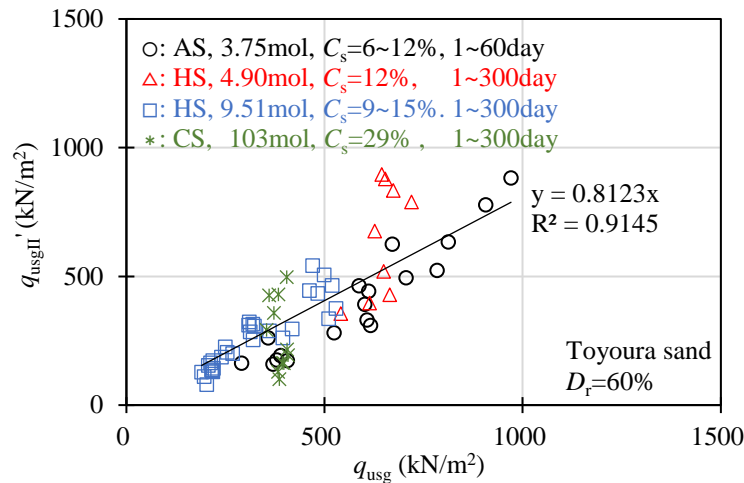


図-7.31 サンドゲルの一軸圧縮強さの測定値と算定値（豊浦砂）

7.6 骨格拘束効果に基づく強度発現機構の妥当性の検証に関するまとめ

第7章では、ヒドロゲルの収縮に伴う砂骨格の拘束圧を定義し、これを第6章で得た弾性波試験の結果より、サンドゲルの初期せん断弾性係数を未改良砂の拘束圧と初期せん断弾性係数の関係に代入することにより求めた。そして、第4章にて検討した強度発現モデルにより材令28日までのサンドゲルの一軸圧縮強さを算定し、測定値との比較を行うことにより妥当性の検証を行った。

さらに、長期養生を行った試験結果における測定値と算定値の比較を行うことによる強度低下の要因について検討し、強度発現のパラメータとなる骨格拘束圧などの推定方法について検討を行った。

その結果、以下の知見を得ることができた。

- (1) Mohr-Coulomb の破壊規準を基に、骨格拘束圧とヒドロゲルの粘着力および弾性係数に基づく変形抑止の効果を付加拘束圧と見立てた Model I では、試料の粒径が改良効果に及ぼす影響を反映できないため、算定値は測定値を表すことができないことを確認した。
- (2) Mohr-Coulomb の破壊規準を基に、骨格拘束圧とサンドゲルの割裂引張強さを付加拘束圧と見立てた Model II において、算定値は測定値を表すことができることを確認した。
- (3) Griffith の理論を基に、骨格拘束圧とサンドゲルの割裂引張強さを付加拘束圧と見立てた Model III は、算定値は測定値を概ね表すことができたが、Model II と比較して若干ではあるが過大に評価する結果となることを確認した。
- (4) Mohr-Coulomb の破壊規準を基に、骨格拘束圧とサンドゲルの割裂引張強さを付加拘束圧と見立てた Model II は、長期的な強度の推移に対応していることを確認した。
- (5) サンドゲルの一軸圧縮強さの増減は、骨格拘束圧の経時変化が支配的な要因であることを確認した。
- (6) ヒドロゲルの収縮に伴い、砂骨格を拘束しようとするポテンシャル圧力はヒドロゲルの体積収縮と弾性係数に依存する。
- (7) ポテンシャル圧力に対し期待される骨格拘束圧の発現割合は、試料の粒度特性や密度に依存する。
- (8) 骨格拘束圧の低下は、過剰なヒドロゲルの収縮によって砂粒子間にあるゲルのネットワークの切断や、ゲルが砂粒子から剥離することによって生じるものと推察される。
- (9) ヒドロゲルの体積収縮を Griffith の理論における欠陥と見立てることにより、サンドゲルの割裂引張強さを推定する手法について検討を行った。

以上のように、第7章ではヒドロゲルの収縮に伴う骨格拘束圧を弾性波特性より算定し、本論文で提案する強度発現モデルの妥当性について検討を行った。その結果、Mohr-Coulomb の破壊規準を基に骨格拘束圧と引張強さを付加拘束圧と見立てた Model II が試験結果を表すことができることを確認し、これらのパラメータを推定する手法についても提案を行った。

参考文献

- 1) Yamashita, S. Kawaguchi, T. Nakata, Y. Mikami, T. Fujiwara, T. and Shibuya, S.: Interpretation of international parallel test on the measurement of Gmax using bender elements, *Soils and Foundations*, Vol. 49, No. 4, pp. 631-650, 2009.
- 2) 吉川直孝, 堀智仁, 伊藤和也, 三田地利之: 固結粒状材料における個別要素法パラメータの決定方法の検討, *地盤工学ジャーナル*, Vol. 8, No. 2, pp. 221-237, 2013.
- 3) Iwasaki, T. and Tatsuoka, F.: Effect of grain size and grading on dynamic shear moduli of sands, *Soils and Foundations*, Vol. 17, No. 3, pp. 19-35, 1977.
- 4) 天利実, 社本康広, 風間広志: 特殊シリカ系薬液注入改良土の相対密度と一軸圧縮強度の關係に粒径が及ぼす影響, 第41回地盤工学研究発表会, pp. 791-792, 2006.
- 5) 佐々木隆光, 末政直晃, 島田俊介: 薬液改良土の強度発現に及ぼす間隙径や土中成分の影響について, *地盤工学ジャーナル*, Vol. 13, No. 3, pp. 223-235, 2018.
- 6) 木戸隆之祐, 肥後陽介, 高村福志: 三軸圧縮下の不飽和砂の進行的なせん断帯発達過程における間隙水の微視的特徴, *土木学会論文集 C(地圏工学)*, Vol. 73, No. 2, pp. 233-247, 2017.
- 7) 石樽宏充, 小高猛司, 崔瑛: 供試体作製方法と締固め度がセメント固化処理粘土の三軸試験結果に及ぼす影響, 第24回中部地盤工学シンポジウム, pp. 27-30, 2012.
- 8) Griffith A. A.: The phenomena of rupture and flow in solid, *Philosophical Transactions of Royal Society of London*, Series A, Vol. 221, pp. 163-198, 1921.
- 9) Griffith A. A.: The theory of rupture, *Proceeding of 1st International Congress for Applied Mechanics*, pp. 55-63, 1924.
- 10) 田澤栄一, 宮澤伸吾: セメント系材料の自己収縮に及ぼす固結材および配合の影響, *土木学会論文集*, No. 502/V-25, pp. 43-52, 1994.
- 11) 堀田智明, 名和豊春: セメント系材料の自己収縮に関する研究, *日本建築学会構造系論文集*, No. 542, pp. 9-15, 2001.
- 12) 福田光治, 宇野尚雄: 透水係数に関する粒度分布と間隙指標, *土木学会論文集*, No. 561/III-38, pp. 193-204, 1997.
- 13) 森麟, 佐藤勝久: 結合剤による土の強度増加機構, *土と基礎*, Vol. 16, No. 12, pp. 3-9, 1968.
- 14) 森麟, 伊藤雅夫: 結合剤で固結させた土の構造的粘着力, *土と基礎*, Vol. 17, No. 6, pp. 11-18, 1968.
- 15) Kaga M. and Yonekura R.: Estimation of strength of silicate grouted sand, *Soils and Foundations*, Vol. 31 No. 3, pp. 43-59, 1991.
- 16) 寺下敬次郎, 宮南啓, 小西孝信, 吉田純二: 湿潤粉粒体のかく拌抵抗に及ぼす引張強度の影響, *材料*, 第30巻, 第336号, pp. 23-27, 1981.
- 17) Bikerman, J. J.: Strength and thinness of adhesive joint, *Journal of Society of Chemical Industry*, Vol. 60, No.

1, pp. 23-24, 1941.

- 18) McBain, J. W. and Lee, W. B.: Adhesive and adhesion: Pure chemical substances as adhesives, *The Journal of Physical Chemistry*, Vol. 32, No. 8, pp. 1178-1184, 1928.
- 19) 小柳 洽：コンクリートの高強度化とその限界, コンクリート工学, Vol. 14, No. 3, pp. 3-8, 1976.
- 20) 荒川正文：粉体の粒度と充填性, 粉体および粉末冶金, Vol. 15, No. 2, pp. 55-61, 1968.
- 21) 中尾一宗：最近の接着技術の動向と将来への展望, 溶接学会誌, 第 56 巻, 第 2 号, pp. 23-30, 1987.

第 8 章

結論

8.1 各章のまとめ

近年、薬液注入工法は注入材の耐久性の向上により、既設構造物近傍や直下の液状化対策に採用されている。しかし、注入材の耐久性に関しては、長期的な養生試験を実施し、その推移を観察することにより検証が行われてきたが、注入材そのものに求められる性能が定量的に規定されていない。その結果、耐久性を期待する地盤に用いられる注入材は多種多様あるが、その選定に苦慮することも指摘されている。

このような状況に至った要因としては、注入材により固化したサンドゲルの一軸圧縮強さは、注入材そのもの（ヒドロゲル）が固化した状態のものと比較して数～数十倍大きくなるが、この強度発現機構を定量的に評価にすることができていないことに端を発している。そして、その先にある劣化現象のモデル化が構築されていないことが主な要因として挙げられる。

そこで、本論文では耐久性が期待されているシリカ濃度やモル比およびコロイド含有率が異なる非アルカリ系注入材を対象に、ヒドロゲルの物理特性と力学特性および耐久性に関する試験を実施した。そして、これらの注入材と三種類の珪砂を用いてサンドゲルを作製し、改良強度の発現傾向やその耐久性について検討を行った。

これらの試験結果より、サンドゲルの強度発現機構には固化過程におけるヒドロゲルの体積収縮が砂骨格を拘束し、内部応力が増加するものと推定された。そして、改良強度の経時的な低下は過剰な体積収縮により骨格拘束効果が消失ものと想定し、三種類の強度発現機構のモデルを提案した。

提案モデルでは、ヒドロゲルの収縮に伴う骨格拘束圧を求めることが必須の課題であるが、これを直接計測することは容易でない。そこで、未改良砂とサンドゲルおよびヒドロゲルを対象に弾性波試験を実施し、間接的に骨格拘束圧を求めることを試みた。この得られた拘束圧と各種物理・力学試験から得られたパラメータを提案モデルに与え、その妥当性について検証を行った。

さらに、注入材による強度発現の要素となるパラメータを試料とヒドロゲルの特性より導くことが可能となれば、設計業務や配合試験においてある程度の改良効果の予測でき、適切な注入材のタイプとシリカ濃度の選定に資すると思われ、これについて検討を行った。

第 1 章

第 1 章では、注入材による改良効果やその強度発現に関する既往の研究について調査し、現状の課題の整理を行うとともに本論文の目的を示した。既往の研究では、注入材による改良強度の算定方法としては、実験結果に基づく係数を用いたものが多く、強度の発現機構を十分に説明できるものとは言えな

い傾向にある。その結果、耐久性に関しても劣化要因の特定とその影響度合いを定量的に評価すること至っていないがゆえに、注入材の性能に関して統一された見解が示されていないことを明らかにした。そして、本論文では化学的劣化要因の少ない非アルカリ系注入材を対象に、強度の発現機構を定量的に評価できるモデルの構築を目的としていることを述べた。

第 2 章

第 2 章では、注入材単体が固化したヒドロゲルの物性を把握する目的で、体積変化の測定と一軸圧縮試験を実施した。なお、ヒドロゲルの作製にあたっては、同一のゲル化時間となるように配合試験を実施し、体積変化の測定にあたっては測定方法が体積変化量に及ぼす影響について検討を行った。

その結果、注入材のシリカ濃度やタイプ（モル比およびコロイド含有率）が pH とゲルタイムの関係に影響を及ぼすことを確認した。また、ヒドロゲルの体積収縮率や強度特性（一軸圧縮強さおよび割裂引張強さ）はゲルタイムと同様に、注入材のシリカ濃度やタイプの影響を受けることを確認した。なお、ヒドロゲルの強度特性は注入材のシリカ濃度やタイプに関わらず増加した後、一定値に収束する傾向を示し、低下現象は見られなかった。

第 3 章

第 3 章では、サンドゲルの力学特性を把握する目的で一軸圧縮試験、割裂引張試験、三軸圧縮試験を実施した。なお、試験に用いたサンドゲルは、砂の諸特性やヒドロゲルの特性が力学特性に及ぼす影響を把握する目的で数種類の組み合わせで作製した。そして、各種試験結果よりサンドゲルの強度と変形特性を把握し、破壊規準について検討を行った。

その結果、サンドゲルの一軸圧縮強さはヒドロゲルのそれと比較して大きな値となり、注入材のシリカ濃度やモル比およびコロイド含有量に依存することを確認した。また、酸性系シリカグラウトによるサンドゲルは経時的に一軸圧縮強さが低下する傾向が見られたが、活性複合シリカ系グラウトおよび活性シリカコロイド系グラウトでは一軸圧縮強さの低下はみられない結果となっている。なお、酸性系シリカグラウトにおける一軸圧縮強さの経時的な低下割合は、シリカ濃度の低下に伴い大きくなる傾向を示し、この経時的な挙動には、ヒドロゲルの体積収縮率と変形係数が影響を及ぼしているものと推察した。

また、異なる条件にて作製した、酸性系シリカグラウトによるサンドゲルの一軸圧縮強さは、試料の粒径の低下や密度の増加に伴い大きくなる傾向を示し、試料の平均粒径、間隙比、均等係数より求められる間隙径深と相関性があることを示した。一方で、経時的な改良強度の低下割合は、シリカ濃度および平均粒径の低下に伴い大きくなることを明らかにした。

非排水条件の三軸圧縮試験では、負の間隙水圧増分が発生するため、これが骨格を拘束することにより軸差応力が大きくなり、この負の間隙水圧増分は背圧の増加に伴い大きくなる。また、サンドゲルの一軸圧縮強さが大きく、圧密応力が低い条件では、有効応力経路は *Tension cut off line* に沿って軸差応力が増加し、その後、限界状態線に沿う結果を示した。

圧密排水三軸圧縮試験の結果、軸ひずみに伴うサンドゲルの体積ひずみは、圧密応力の低下または注入材のシリカ濃度の増加に伴い大きくなる傾向を示し、ダイレイタンシー係数が大きくなることを確認した。なお、一軸圧縮試験における破壊ひずみと同程度の軸ひずみにおいて、圧密排水三軸試験では体積ひずみが膨張傾向にあり、供試体は引張状態で破壊に至ることが想定された。

これらの実験事実に基づきサンドゲルの破壊規準について検討を行った結果、最大軸差応力に着目した場合、Mohr-Coulomb の破壊規準または Drucker & Prager の降伏条件で表すことができ、一次降伏点に着目すると、Mohr-Coulomb の破壊規準または Griffith の理論を用いて表すことができることを示した。

第 4 章

第 4 章では、第 2 章と第 3 章の試験結果より、サンドゲルの一軸圧縮強さがヒドロゲルのその数倍～数十倍となる要因として、ヒドロゲルの収縮に伴う砂粒子の骨格拘束効果を想定した強度発現機構のモデルを検討した。検討モデルでは破壊規準として Mohr-Coulomb の破壊規準および Griffith の理論を用い、パラメータとしては収縮に伴う骨格拘束圧のほか、ヒドロゲルの粘着力、弾性係数、サンドゲルの割裂引張強さを用いた。

また、改良効果の劣化メカニズムとしては、ヒドロゲルに過剰な体積収縮が生じた場合、砂骨格間にあるヒドロゲルのネットワークの切断や、砂粒子からのヒドロゲルの剥離によって骨格拘束効果が低減するものとした。

第 5 章

第 5 章では、3 種類のシリカ濃度の酸性系シリカグラウトによるヒドロゲルを平行平板間で養生し、体積収縮に伴う圧力の測定を試みた。なお、サンドゲルの一軸圧縮強さは用いた砂の粒径や密度などによって異なることより、数パターンの平行平板の間隔にて試験を実施した。

その結果、平行平板間にてヒドロゲルを養生することにより、収縮に伴う圧力を測定することができた。そして、同一材令における収縮圧力は平行平板の間隔に関わらず概ね同程度の値となるが、最大収縮圧力は、1) 平行平板間隔が小さいものほど、2) シリカ濃度が高いものほど、大きくなることを確認した。

第 6 章

第 6 章では、ベンダーエレメントを用いた弾性波試験を実施し、S 波速度と P 波速度の測定を行い、得られた値より初期せん断弾性係数や初期弾性係数、ポアソン比を算出した。なお、未改良砂においては 3 種類の珪砂を用い、弾性波速度と拘束圧の関係について求め、ヒドロゲルにおいては 3 濃度の注入材を用い、サンドゲルにおいては 3 種類の珪砂と 3 濃度の注入材を組み合わせた供試体について材令 300 日までの弾性波速度の測定と材料物性の算定を行った。また、第 2 章と第 3 章にて求めたヒドロゲルおよびサンドゲルの力学特性と弾性波試験より求めた材料物性値との比較を行った。

その結果、同一材令におけるヒドロゲルの S 波速度はシリカ濃度が高いものほど高くなる傾向を示す。一方、P 波速度はシリカ濃度に対する一定の傾向はみられないことや、養生に伴いヒドロゲルの S 波速度は高くなる傾向を示すが、P 波速度は養生に伴い低くなる傾向を示すことが確認された。なお、ヒドロゲルの養生初期における P 波速度は 1,500 m/sec 程度であり、水の P 波速度と同程度の値を示した。

サンドゲルの S 波速度は、養生に伴い一度増加した後、低下しながら一定値に収束するか、増加した後、一定値に収束する傾向を示し、サンドゲルの一軸圧縮強さの経時変化に対応する傾向を示す。一方、P 波速度は、供試体の B 値の影響を受け、 B 値が高い供試体では間隙のヒドロゲルを P 波が伝播するため、養生に伴い P 波速度が低下する。また、 B 値が低い供試体では、砂骨格を伝って P 波が伝播するため P 波速度が増加する傾向を示した。

なお、サンドゲルの S 波速度はヒドロゲルの S 波速度より大きくなる傾向を示しめし、この要因としてはヒドロゲルの収縮に伴い砂骨格が拘束され、内部応力が増加することを一因として挙げた。

第 7 章

第 7 章では、ヒドロゲルの収縮に伴う砂骨格の拘束圧を定義し、これを第 6 章で得た弾性波試験の結果より、サンドゲルの初期せん断弾性係数を未改良砂の拘束圧と初期せん断弾性係数の関係に代入することにより求めた。そして、第 4 章にて提案した強度発現モデルにより材令 28 日までのサンドゲルの一軸圧縮強さを算定し、測定値との比較を行うことにより妥当性の検証を行った。

さらに、長期養生を行った試験結果における測定値と算定値の比較を行うことによる強度低下の要因について検討し、強度発現のパラメータとなる骨格拘束圧などの推定方法について検討を行った。

その結果、Mohr-Coulomb の破壊規準を基に、骨格拘束圧とヒドロゲルの粘着力および弾性係数に基づく変形抑止の効果を付加拘束圧と見立てた Model I では、試料の粒径が改良効果に及ぼす影響を反映できないため、算定値は測定値を表すことができないことを確認した。一方、Mohr-Coulomb の破壊規準を基に、骨格拘束圧とサンドゲルの割裂引張強さを付加拘束圧と見立てた Model II において、算定値は測定値を表すことができることを確認した。また、Griffith の理論を基に、骨格拘束圧とサンドゲルの割裂引張強さを付加拘束圧と見立てた Model III は、算定値は測定値を概ね表すことができたが、Model II と比較して若干ではあるが過大に評価する結果となることを確認した。

なお、Model II による算定値は、長期的な強度の増減の推移にも対応し、特に骨格拘束圧が強度の増減の推移に影響を及ぼしていることを見出した。そして、強度発現のパラメータとなる骨格拘束圧と割裂引張強さに関して、試料の粒度特性や密度、ヒドロゲルの物性から推定をする手法について提案を行った。

8.2 今後の課題と展望

本論文では、非アルカリ系注入材による改良強度の発現機構を明らかにすることを主目的とし、骨格拘束効果に着目したモデルの提案を行った。そして提案モデルの妥当性を検証する目的で、サンドゲルのほかヒドロゲルや未改良砂に対して多種多様な試験を実施した。その結果、提案モデルによる一軸圧縮強さの算定値は測定値を精度よく表すことより、提案モデルの妥当性を確認した。一方で、本論文にて実施した三軸圧縮試験において、今後検討すべき課題がいくつか散見された。

一般的に薬液注入工法による地盤改良工事において、設計に用いる強度定数として、内部摩擦角は改良の前後で変わらず一定とし、粘着力のみが付与されるとしている。そして、粘着力は幾何条件によって一軸圧縮強さより求めることができるとされており、簡易設計においては三軸圧縮試験が省略される場合もある。

また、現行の施工管理においては、乱れの少ない試料の採取が困難な場合、三軸圧縮試験を実施し、得られた土質定数と幾何条件より一軸圧縮強さを換算する方法が採用されつつある。しかし、「3.5 サンドゲルの三軸圧縮試験」や「3.6 サンドゲルの破壊規準について」の結果を鑑みると、改良目的や改良条件に応じ、適切な試験条件の決定と試験結果の整理方法を十分に考慮する必要があるものと思われる。

ここでは、一連の試験から得られた知見と破壊規準について検討を行った結果より、設計および施工管理におけるサンドゲルの強度特性ならびに強度定数の決定における留意点について述べる。

(1) 改良の目的

薬液注入工法による地盤改良において、本設施工を目的とする岸壁や構造物の基礎などの液状化対策の設計では、地盤の円弧すべりに対する安定性や構造物の支持力に関する照査や FLIP および LIQCA などの FEM を用いた動的解析が行われている。

このような場合、強度定数として改良地盤の粘着力と内部摩擦角が必要となるが、一軸圧縮試験より換算した粘着力が実測値と対応しない場合もあるため、本設を目的とする設計においては、三軸圧縮試験を実施することにより設定することが望ましいと思われる。

(2) 排水条件について

三軸圧縮試験を実施して粘着力と内部摩擦角などの強度定数を決定する場合、圧密の有無や排水条件の違いとして UU 試験, $\overline{\text{CU}}$ 試験, CD 試験があるが, UU 試験や $\overline{\text{CU}}$ 試験における全応力に基づくものは、間隙水圧増分の影響により最大軸差応力が増加するため粘着力を過大評価する傾向にある。

一方、CD 試験や $\overline{\text{CU}}$ 試験の有効応力に基づくものは、それぞれの限界状態線が概ね一致し、Mohr-Coulomb の破壊規準で表すことができる。ただし、後述するが圧密応力または有効応力や軸ひずみの影響によって得られる強度定数が異なることに留意する必要があると思われる。

(3) 圧密応力について

特に CD 試験において、サンドゲルの一軸圧縮強さに対して圧密応力が低い場合、最大軸差応力は一軸圧縮強さと同程度となる。その結果、粘着力を高く、内部摩擦角を低く評価する傾向が見られた。よって、開削の有無や改良深度を考慮した拘束圧を与え試験を実施する必要があるものと思われる。また、引張強さも考慮すべき地盤改良の設計においては、引張試験を実施して引張強さと Griffith の理論より放物線を求め、一軸圧縮試験および三軸圧縮試験の結果から得られる破壊包絡線と設計断面を比較しながら適切に強度定数を求めることが望ましいと思われる。

(4) 軸ひずみについて

粘着力と内部摩擦角は軸ひずみに依存する傾向がある。この要因として $\overline{\text{CU}}$ 試験では、一軸圧縮試験における破壊ひずみ付近において、一次降伏点が見られる。しかし、载荷に伴う負の間隙水圧増分が発生し、これが骨格を拘束するため軸差応力が増加する。また、CD 試験においても破壊ひずみ付近で一次降伏応力が見られるが、間隙のヒドロゲルによって砂粒子の変形が抑止されるため、ダイレイタンスー特性として主ひずみ増分が大きくなる。その結果、軸差応力は大きくなる。よって、三軸圧縮試験の最大軸差応力から得られる粘着力と内部摩擦角には間隙水圧増分や主ひずみ増分の影響を含むことに留意する必要があるものと思われる。

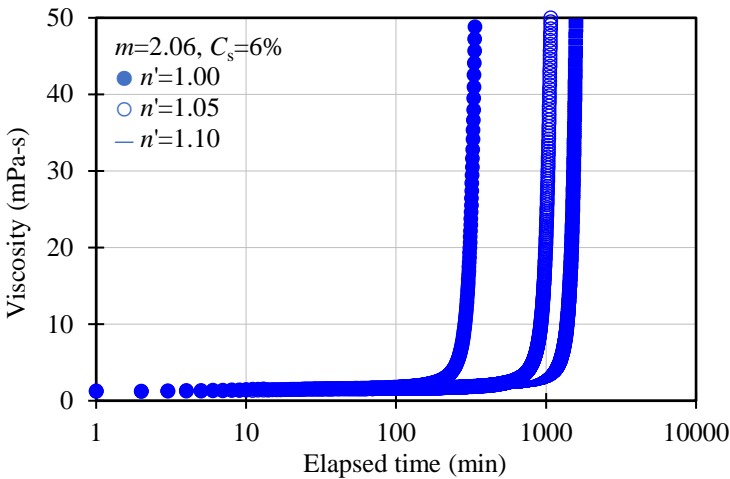
付録-1

ゲルタイム測定試験結果

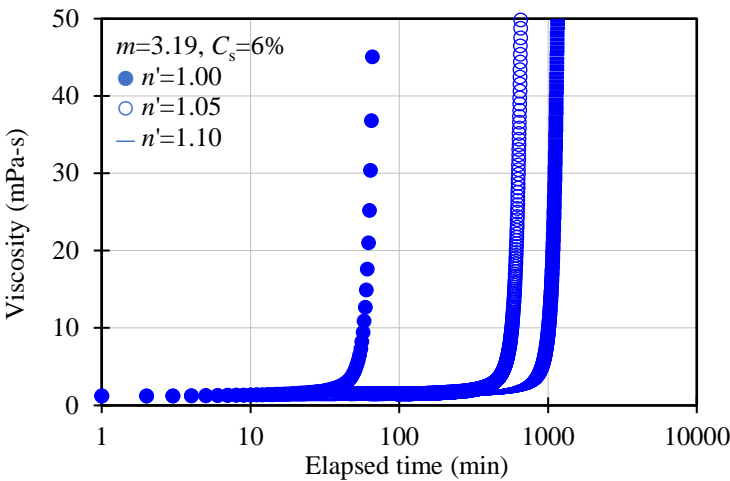
ここでは、付表-1.1 に示す配合にてゲルタイムの測定を行った結果を示す。なお、表および図中の m はモル比、 C_c はコロイド含有率、 C_s はシリカ濃度、 n' は中和率を表している。

付表-1.1 ゲルタイム測定試験配合

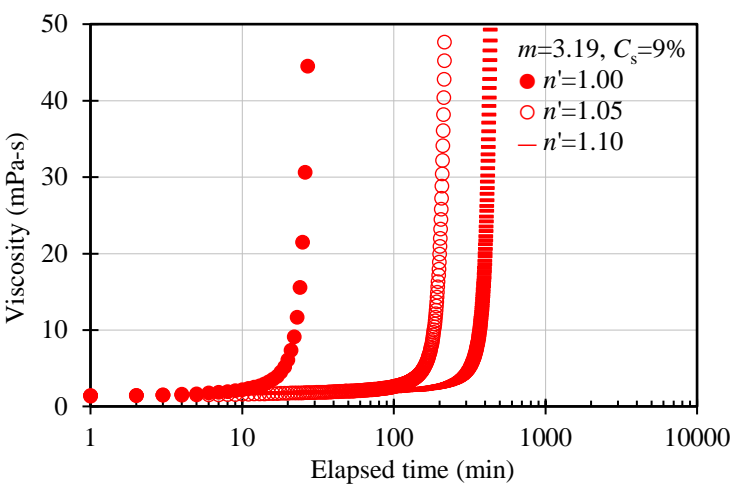
Case	Type	Molar ratio m	Colloid concentration C_c	Silica concentration C_s	Neutralization n'
1	AS	2.06	0.0 %	6.0 %	1.0~1.1
2	AS	3.19	0.0 %	6.0 %	1.0~1.1
3				9.0 %	1.0~1.1
4				12.0 %	1.0~1.2
5	AS	3.75	0.0 %	6.0 %	1.0~1.1
6				9.0 %	1.0~1.1
7				12.0 %	1.0~1.2
8	AS	4.35	0.0 %	6.0 %	1.0~1.1
9				9.0 %	1.0~1.1
10				12.0 %	1.0~1.2
11	HS	4.90	24.2 %	6.0 %	1.0~1.1
12				9.0 %	1.0~1.1
13				12.0 %	1.0~1.1
14	HS	9.51	62.8 %	9.0 %	1.0~1.1
15				12.0 %	1.0~1.1
16				15.0 %	1.0~1.1
17	HS	23.6	87.3 %	9.0 %	1.0~1.1
18	CS	103	100 %	29.0 %	0.5~0.8



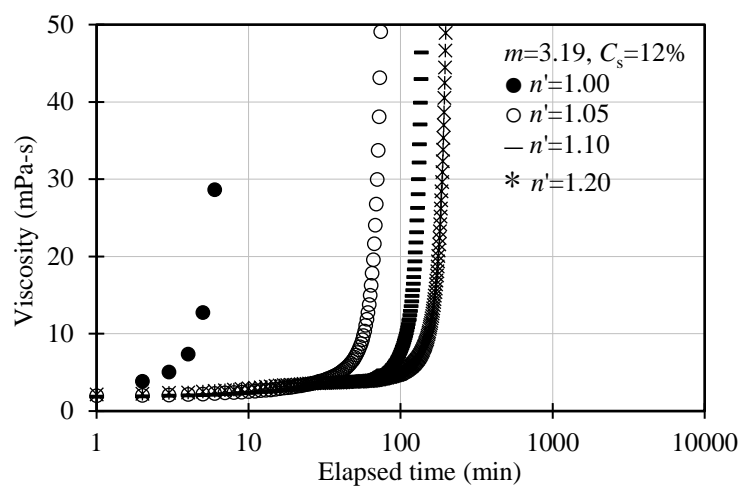
付図-1.1 酸性系シリカグラウト（モル比=2.06, $C_s=6\%$ ）



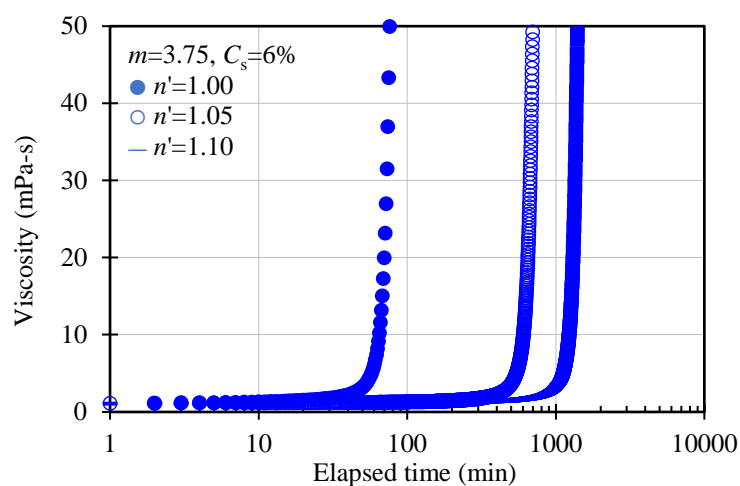
付図-1.2 酸性系シリカグラウト（モル比=3.19, $C_s=6\%$ ）



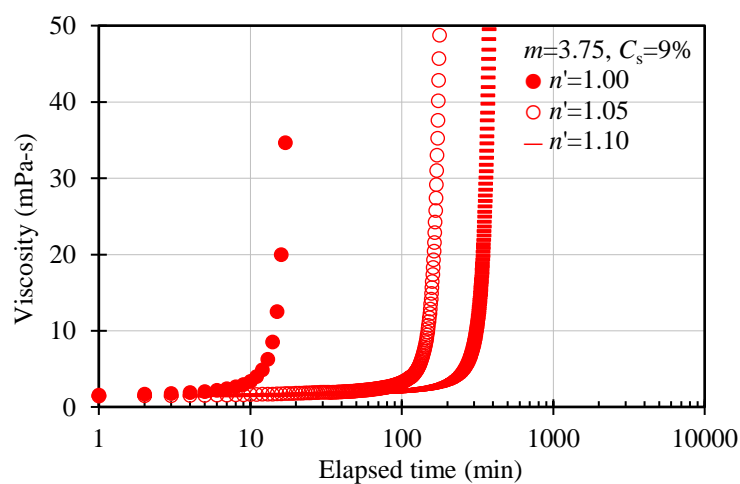
付図-1.3 酸性系シリカグラウト（モル比=3.19, $C_s=9\%$ ）



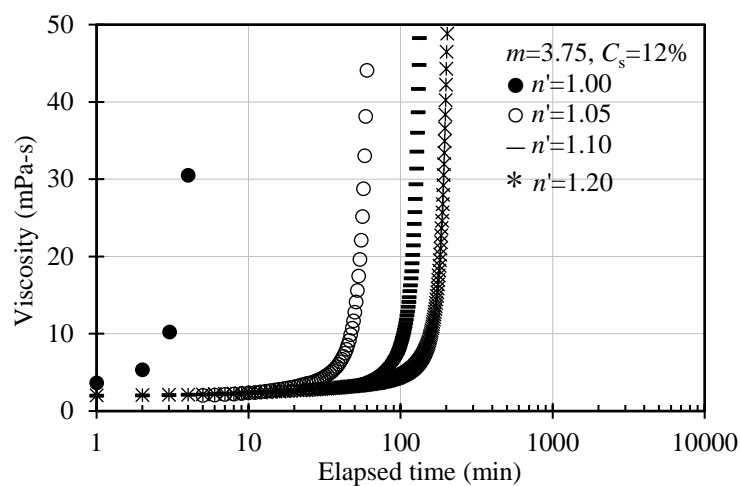
付図-1.4 酸性系シリカグラウト（モル比=3.19, $C_s=12\%$ ）



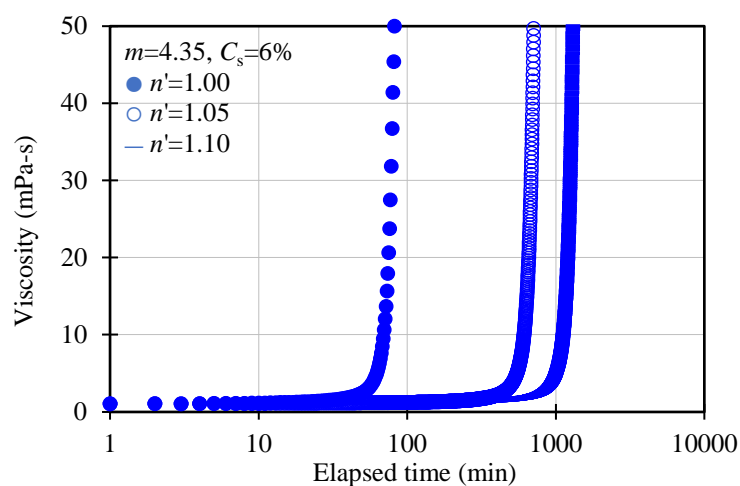
付図-1.5 酸性系シリカグラウト（モル比=3.75, $C_s=6\%$ ）



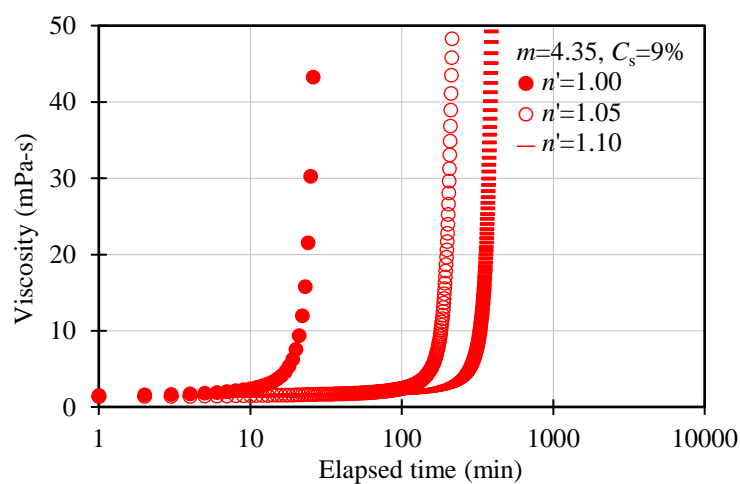
付図-1.6 酸性系シリカグラウト（モル比=3.75, $C_s=9\%$ ）



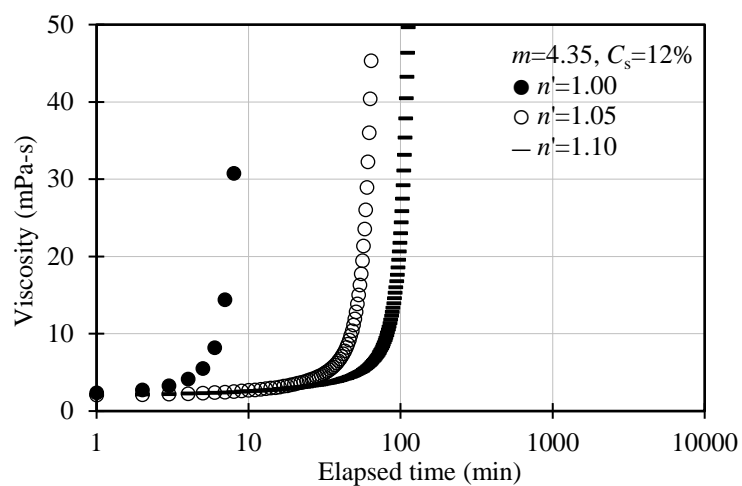
付図-1.7 酸性系シリカグラウト (モル比=3.75, $C_s=12\%$)



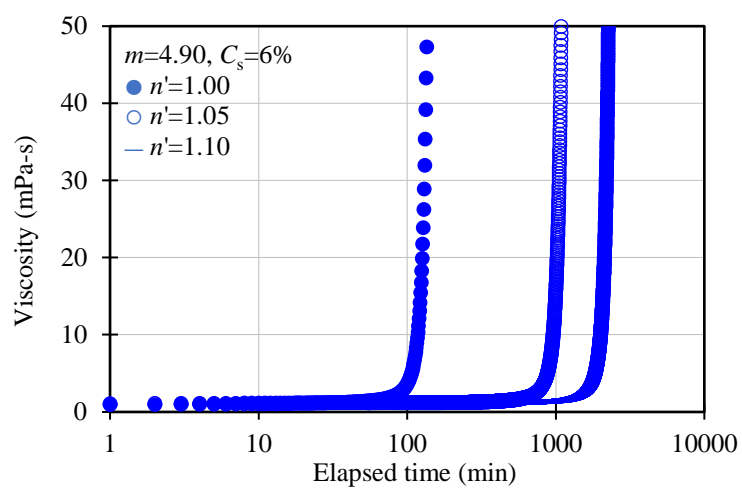
付図-1.8 酸性系シリカ系グラウト (モル比=4.35, $C_s=6\%$)



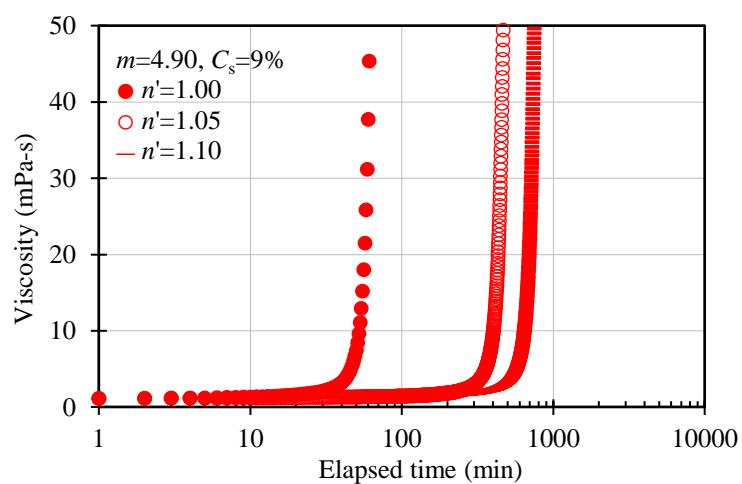
付図-1.9 酸性系シリカ系グラウト (モル比=4.35, $C_s=9\%$)



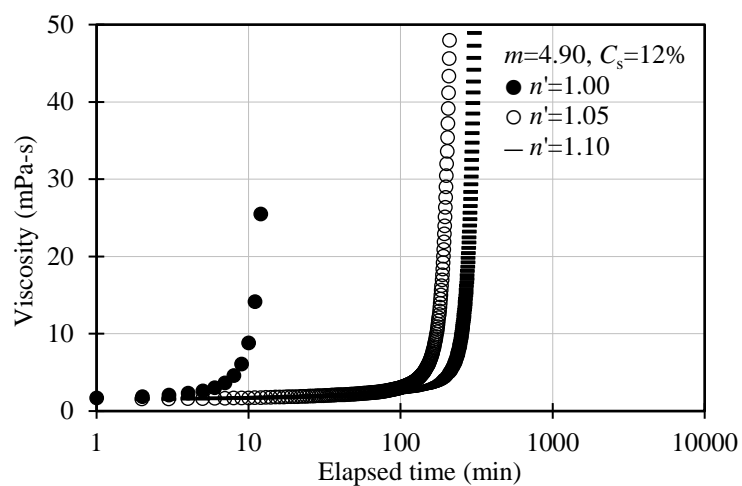
付図-1.10 酸性系シリカ系グラウト (モル比=4.35, $C_s=12\%$)



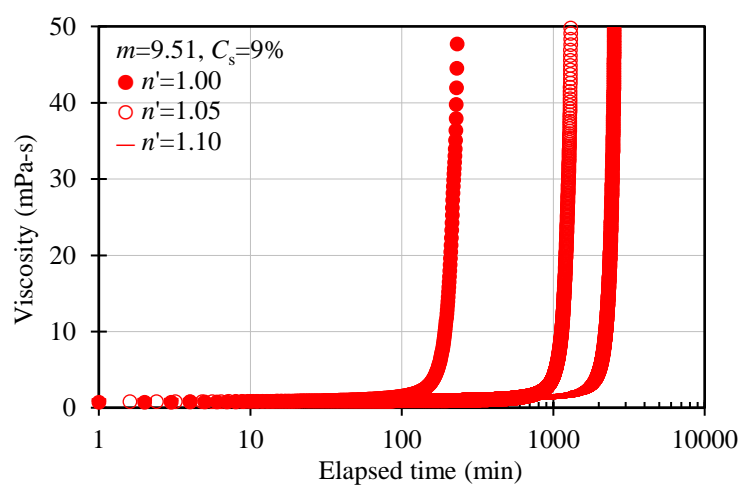
付図-1.11 活性複合シリカ系グラウト (モル比=4.90, $C_s=6\%$)



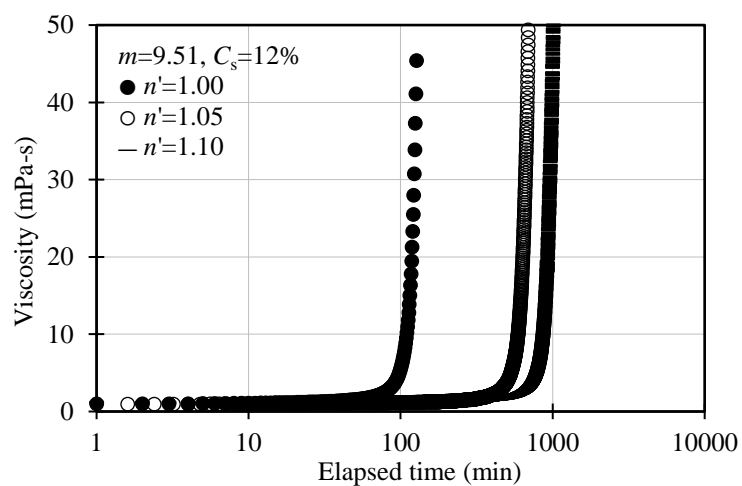
付図-1.12 活性複合シリカ系グラウト (モル比=4.90, $C_s=9\%$)



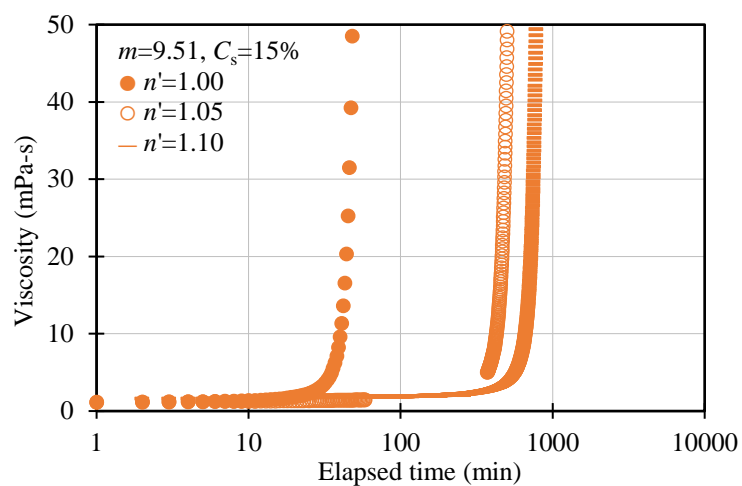
付図-1.13 活性複合シリカ系グラウト（モル比=4.90, $C_s=12\%$ ）



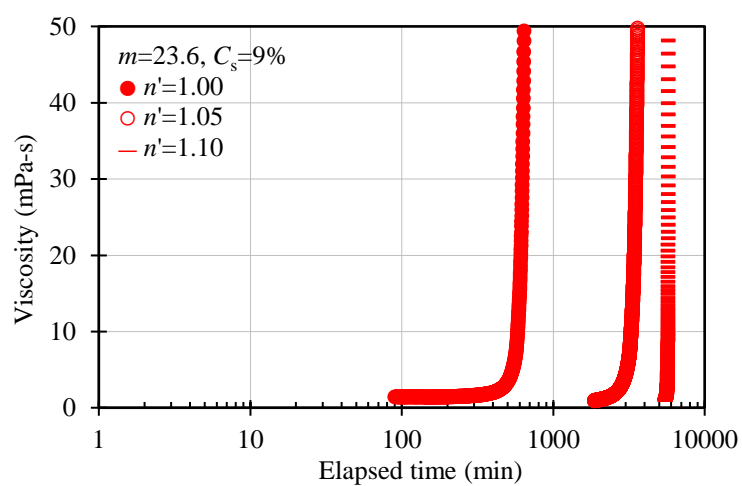
付図-1.14 活性複合シリカ系グラウト（モル比=9.51, $C_s=9\%$ ）



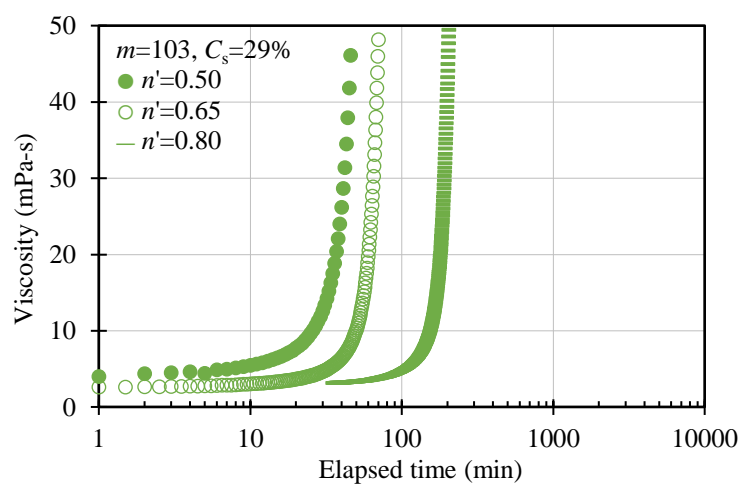
付図-1.15 活性複合シリカ系グラウト（モル比=4.90, $C_s=12\%$ ）



付図-1.16 活性複合シリカ系グラウト（モル比=9.51, $C_s=15\%$ ）



付図-1.17 活性複合シリカ系グラウト（モル比=23.6, $C_s=9\%$ ）



付図-1.17 活性シリカコロイド系グラウト（モル比=103, $C_s=29\%$ ）

付録-2

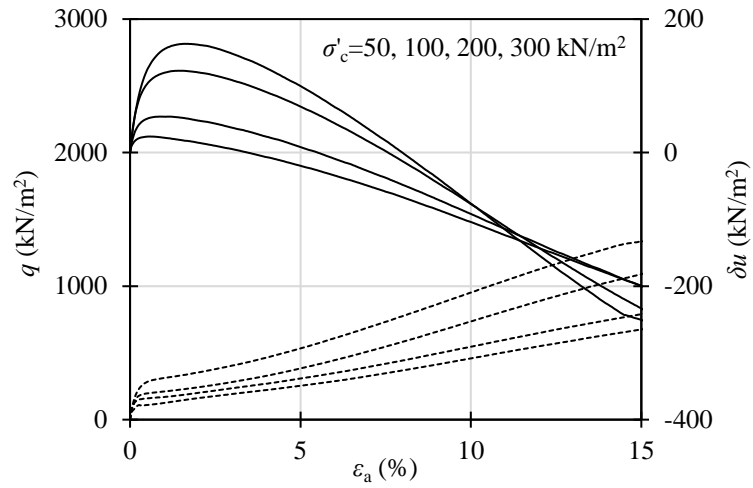
未改良砂の三軸圧縮試験結果

ここでは、未改良砂を対象に実施した三軸圧縮試験の結果を示す。実施した試験は圧密非排水三軸圧縮（ $\overline{\text{CU}}$ ）試験と圧密排水三軸圧縮（CD）試験であり、それぞれの試験条件を付表-2.1 に示す。なお、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は試験条件によらず 0.1 %/min で実施した。

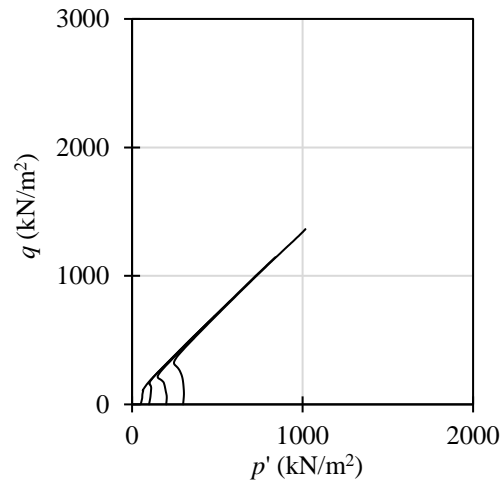
また、表および図中の D_r は相対密度、 σ'_c は圧密応力、 u_b は背圧、 ϵ_a は軸ひずみ、 q は軸差応力、 δu は間隙水圧増分、 p' は平均有効主応力、 σ は主応力、 τ はせん断応力、 ϵ_v は体積ひずみである。

付表-2.1 未改良砂の三軸圧縮試験条件

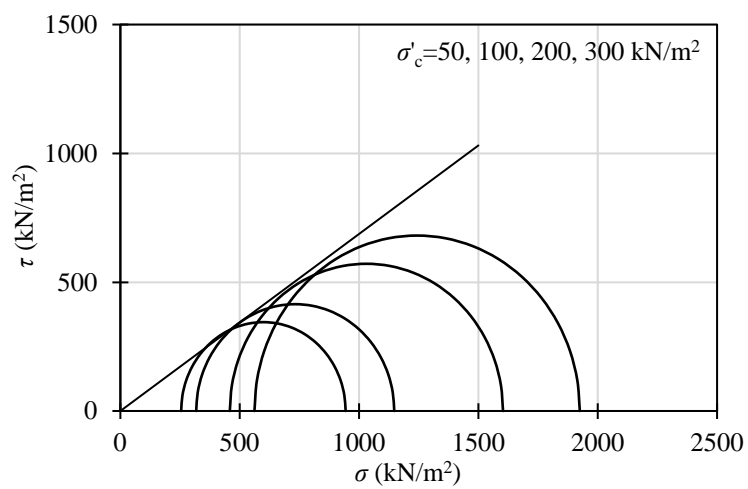
Sand	Relative density D_r	Test type	Confining pressure σ'_c	Back pressure u_b
Toyoura	40 %	$\overline{\text{CU}}$	50 ~ 300 kN/m ²	200 kN/m ²
	60 %	$\overline{\text{CU}}$	50 ~ 300 kN/m ²	200 kN/m ²
		CD	50 ~ 300 kN/m ²	200 kN/m ²
	80 %	$\overline{\text{CU}}$	50 ~ 300 kN/m ²	200 kN/m ²
Silica sand No.6	60 %	$\overline{\text{CU}}$	100 ~ 300 kN/m ²	200 kN/m ²
	60 %	CD	50 ~ 200 kN/m ²	200 kN/m ²
Silica sand No.5	60 %	$\overline{\text{CU}}$	100 ~ 300 kN/m ²	200 kN/m ²
	60 %	CD	50 ~ 200 kN/m ²	200 kN/m ²



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

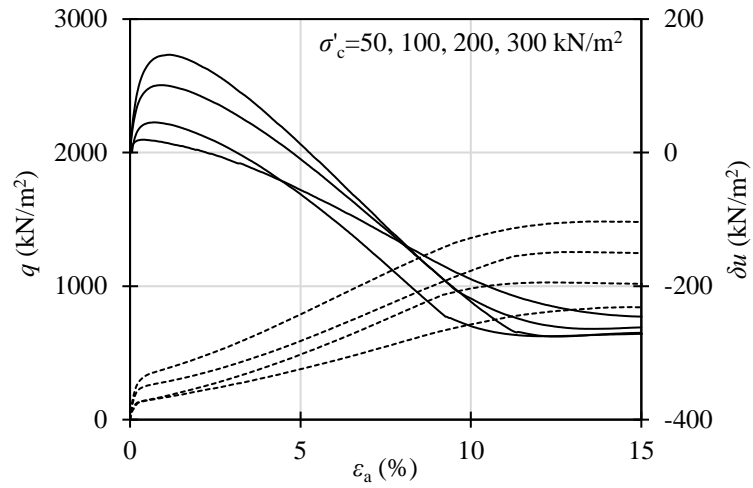


(2) 平均有効主応力~軸差応力

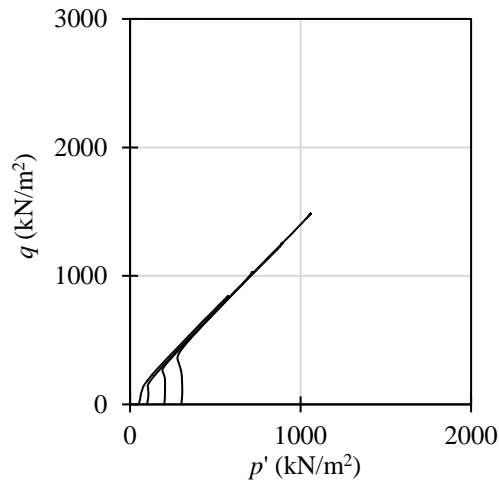


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

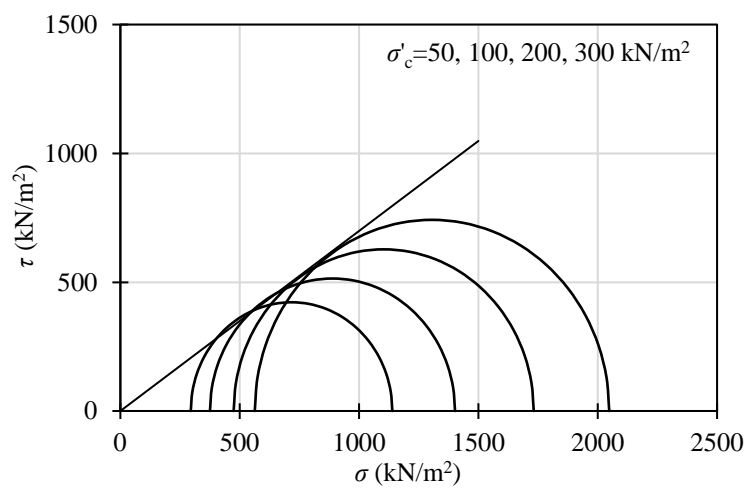
付図-2.1 未改良豊浦砂, $D_r=40\%$, CU試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

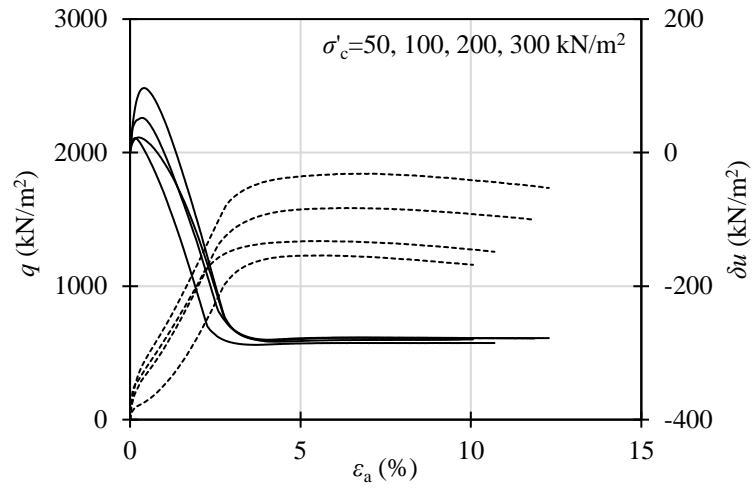


(2) 平均有効主応力~軸差応力

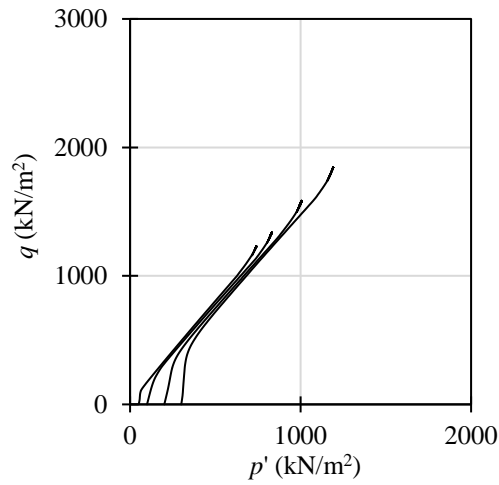


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

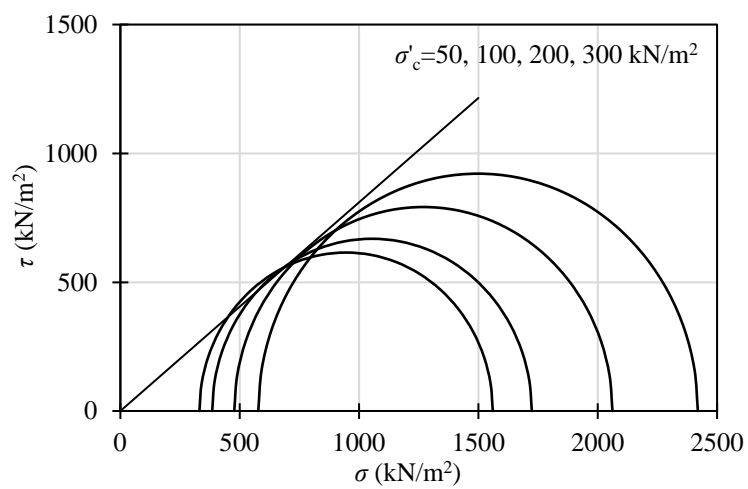
付図-2.2 未改良豊浦砂, $D_r=60\%$, \overline{CU} 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

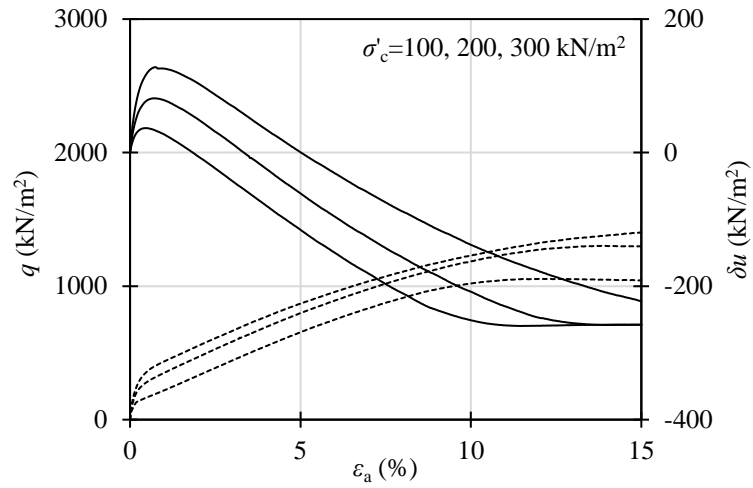


(2) 平均有効主応力~軸差応力

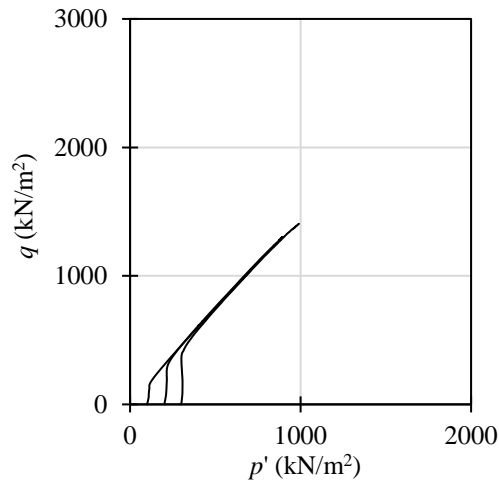


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

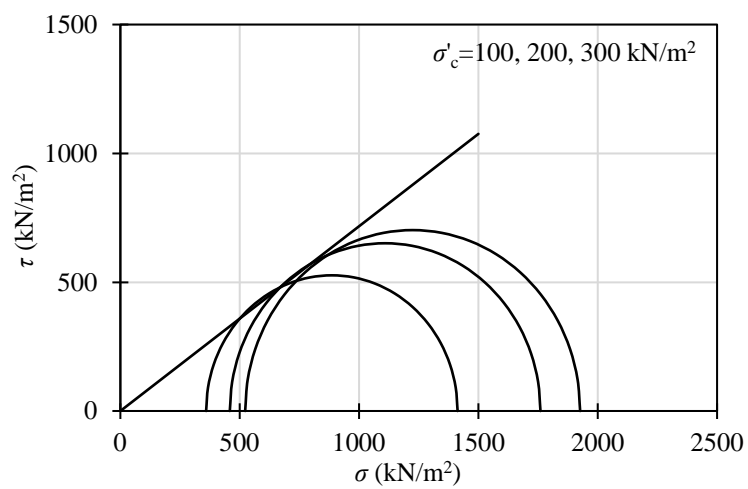
付図-2.3 未改良豊浦砂, $D_r=80\%$, \overline{CU} 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

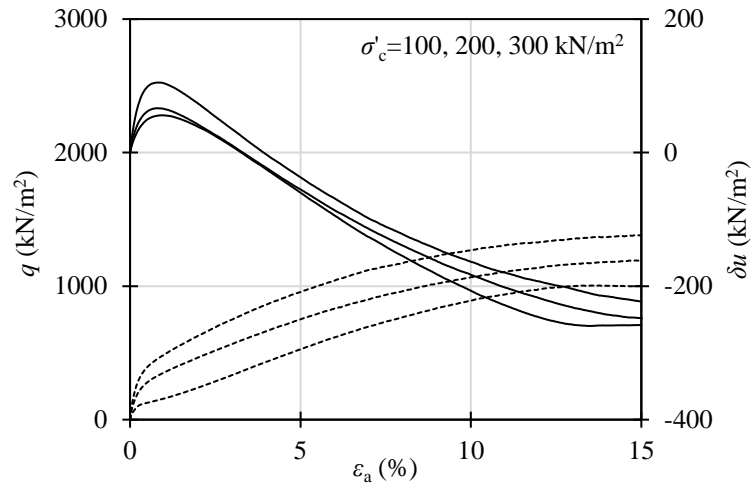


(2) 平均有効主応力~軸差応力

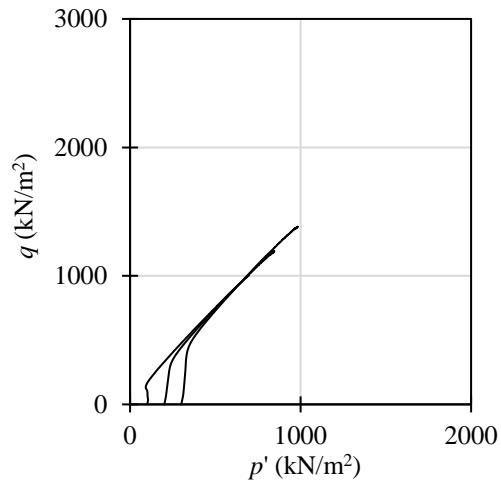


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

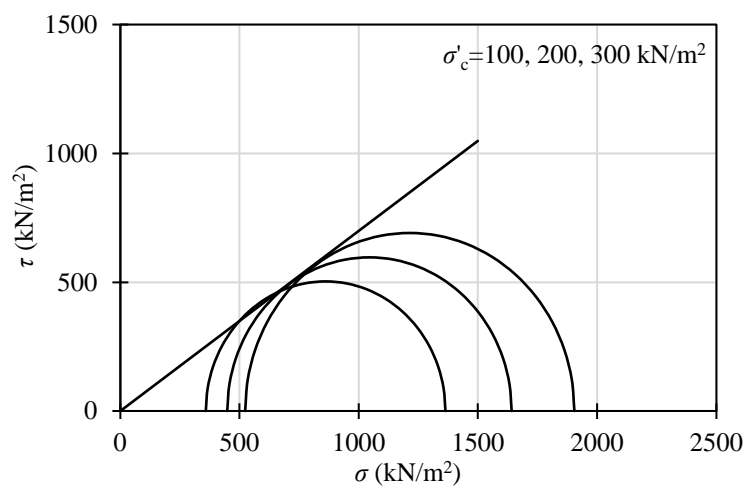
付図-2.4 未改良珪砂 6 号, $D_r=60\%$, CU試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

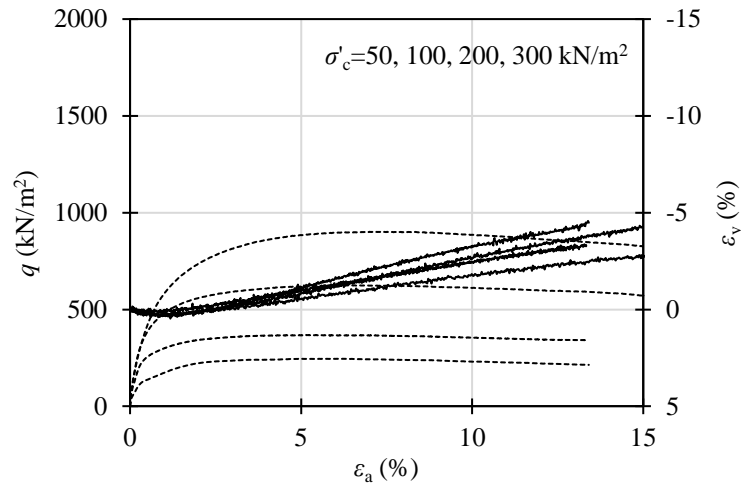


(2) 平均有効主応力~軸差応力

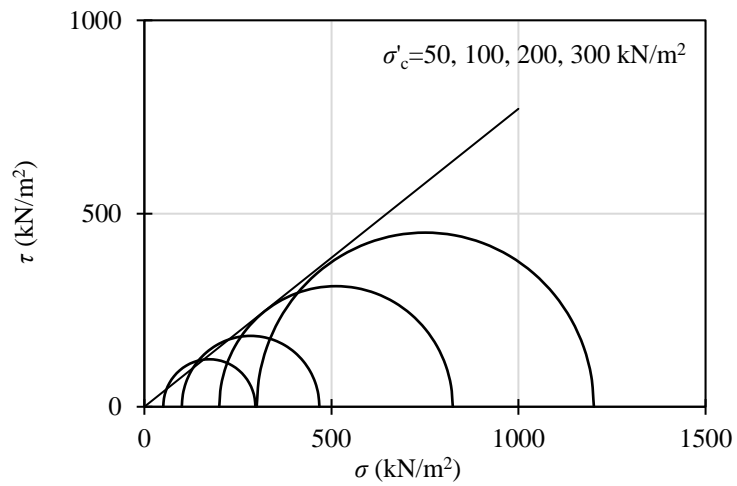


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-2.5 未改良珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $\overline{\text{CU}}$ 試験

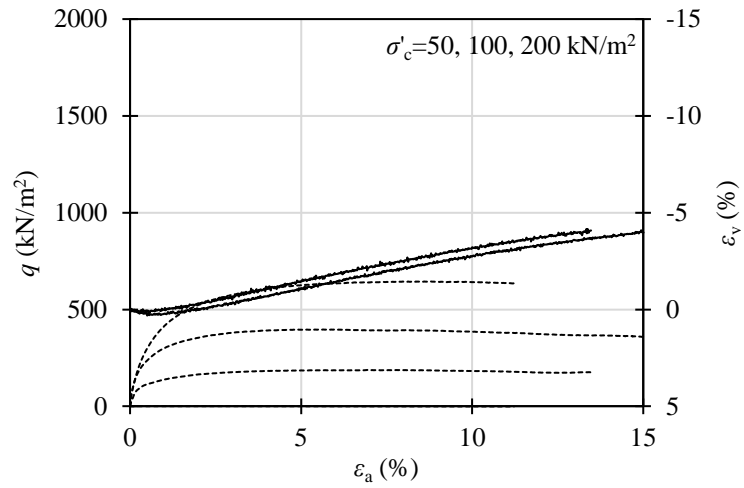


(1) 軸ひずみ~軸差応力・体積ひずみ

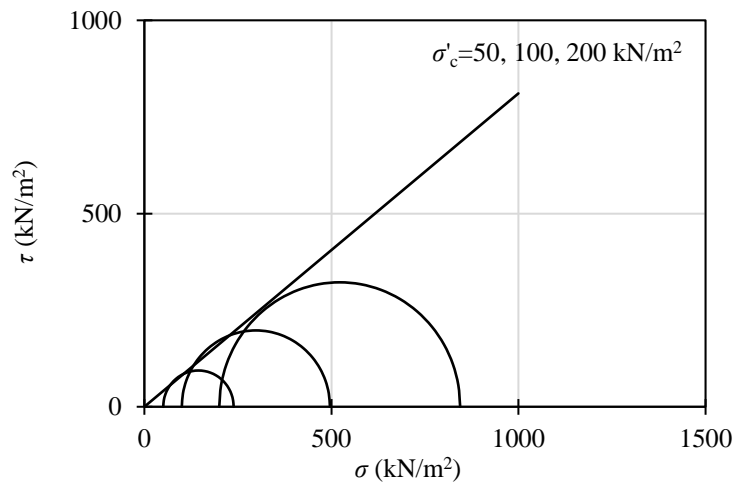


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-2.6 未改良豊浦砂, $D_r=60\%$, CD 試験

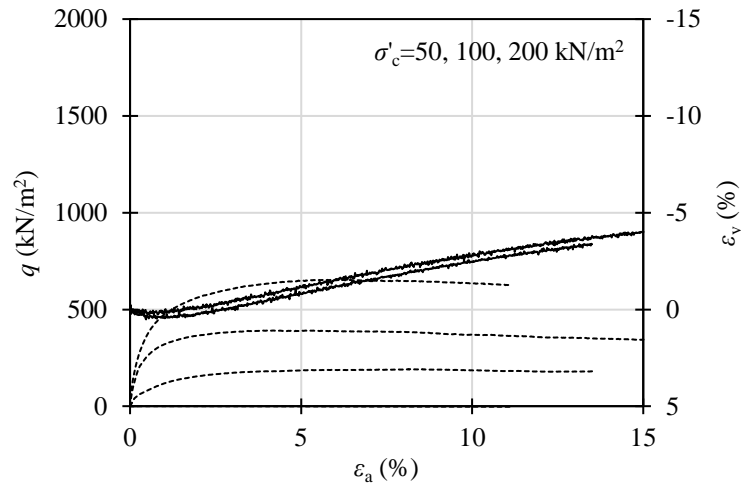


(1) 軸ひずみ~軸差応力・体積ひずみ

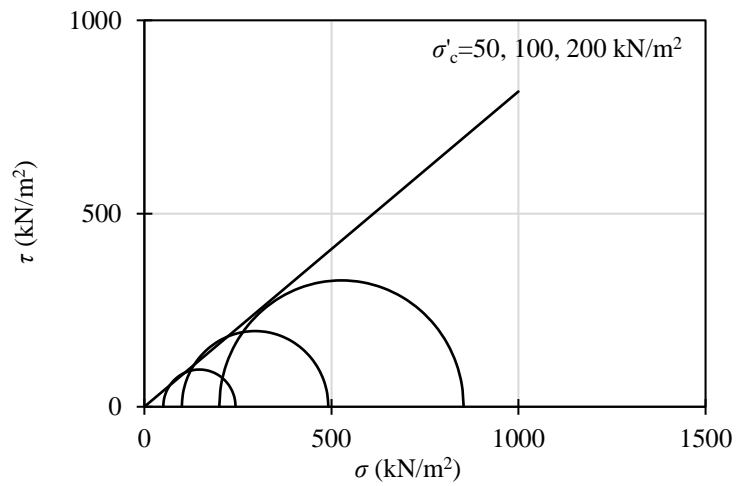


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-2.7 未改良珪砂 6 号, $D_r=60\%$, CD 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・体積ひずみ



(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-2.8 未改良珪砂 5 号, $D_r=60\%$, CD 試験

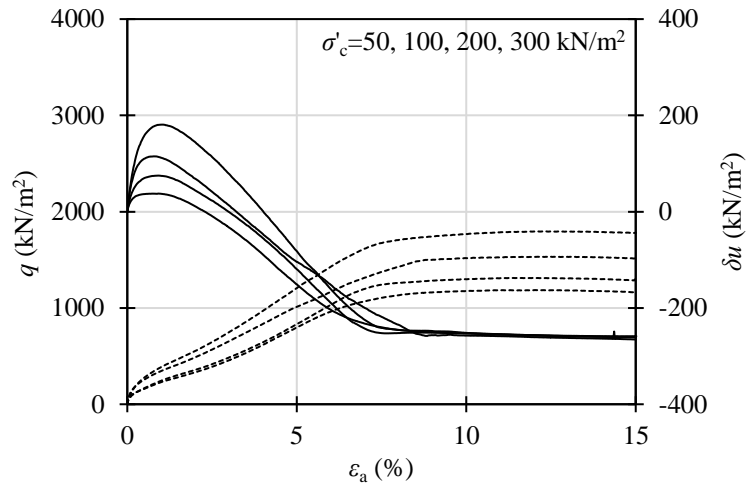
付録-3

サンドゲルの三軸圧縮試験結果

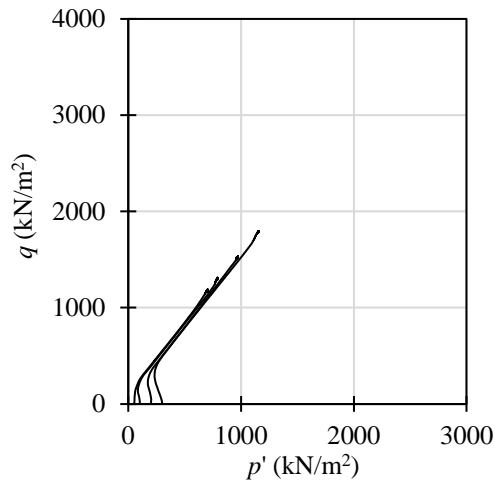
ここでは、サンドゲルを対象に実施した三軸圧縮試験の結果を示す。実施した試験は圧密非排水三軸圧縮（ $\overline{\text{CU}}$ ）試験と圧密排水三軸圧縮（CD）試験および非圧密非排水（UU）試験であり、それぞれの試験条件を付表-3.1 に示す。なお、試料の相対密度 D_r はいずれも 60 % であり、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は $\overline{\text{CU}}$ 試験で 0.02 %/min, CD 試験で 0.005 %/min, UU 試験では 1.0 %/min にて実施した。また、表および図中の C_s はシリカ濃度、 σ'_c は圧密応力、 σ_r はセル圧、 u_b は背圧、 ϵ_a は軸ひずみ、 q は軸差応力、 δu は間隙水压増分、 p' は平均有効主応力、 σ は主応力、 τ はせん断応力、 ϵ_v は体積ひずみである。

付表-3.1 未改良砂の三軸圧縮試験条件

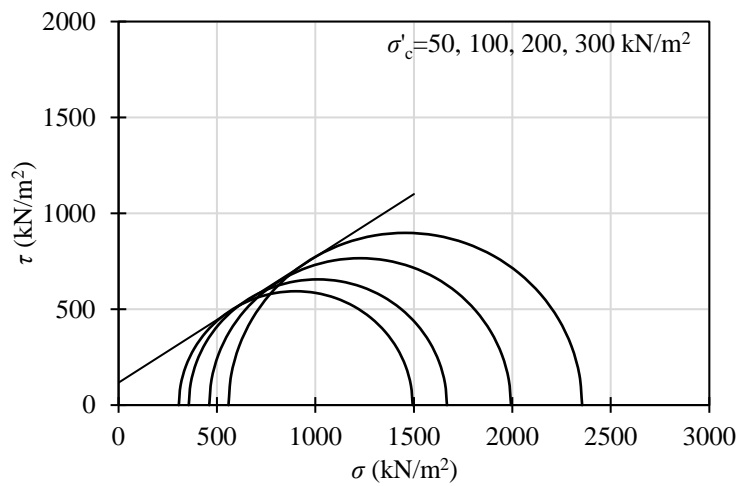
Sand	Test type	Silica concentration C_s	Confining pressure σ'_c, σ_r	Back pressure u_b
Toyoura sand	$\overline{\text{CU}}, \text{CD}$	6 %	50 ~ 300 kN/m ²	200 kN/m ²
		9 %	50 ~ 200 kN/m ²	200 kN/m ²
		12 %	50 ~ 200 kN/m ²	200 kN/m ²
	UU	6 %	50 ~ 200 kN/m ²	—
		9 %	50 ~ 400 kN/m ²	—
		12 %	50 ~ 200 kN/m ²	—
Silica sand No.6	$\overline{\text{CU}}, \text{CD}$	6 %	50 ~ 200 kN/m ²	200 kN/m ²
		9 %	50 ~ 200 kN/m ²	200 kN/m ²
		12 %	50 ~ 200 kN/m ²	200 kN/m ²
	UU	6 %	50 ~ 200 kN/m ²	—
		9 %	50 ~ 200 kN/m ²	—
		12 %	20 ~ 200 kN/m ²	—
Silica sand No.5	$\overline{\text{CU}}, \text{CD}$	6 %	50 ~ 200 kN/m ²	200 kN/m ²
		9 %	50 ~ 200 kN/m ²	200 kN/m ²
		12 %	50 ~ 200 kN/m ²	200 kN/m ²
	UU	6 %	50 ~ 200 kN/m ²	—
		9 %	50 ~ 200 kN/m ²	—
		12 %	50 ~ 200 kN/m ²	—



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

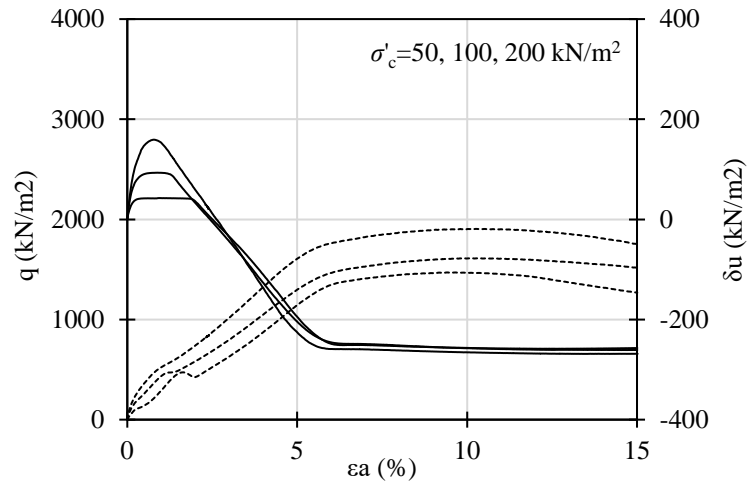


(2) 平均有効主応力~軸差応力

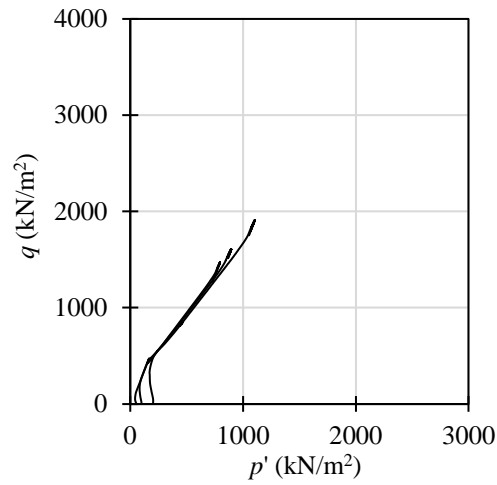


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

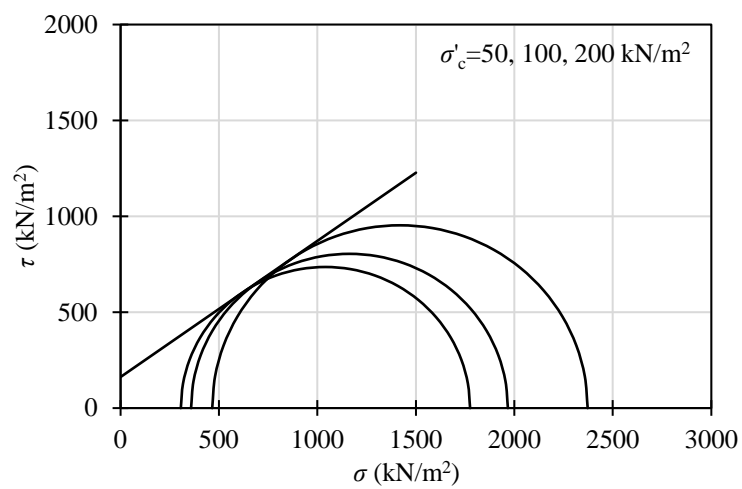
付図-3.1 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, \overline{CU} 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

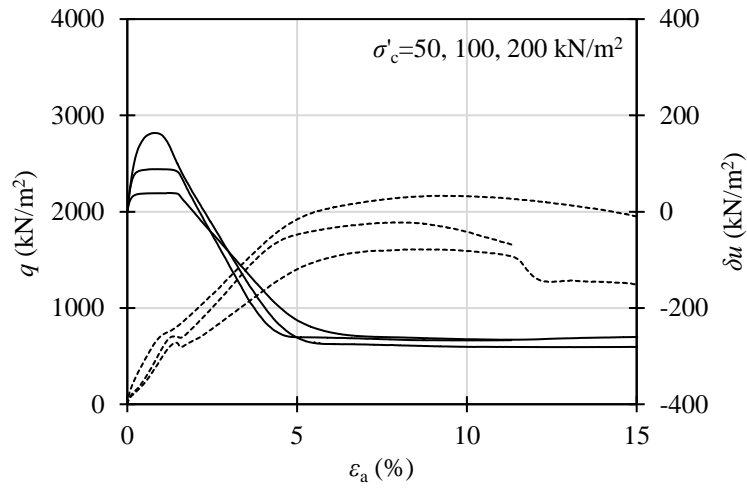


(2) 平均有効主応力~軸差応力

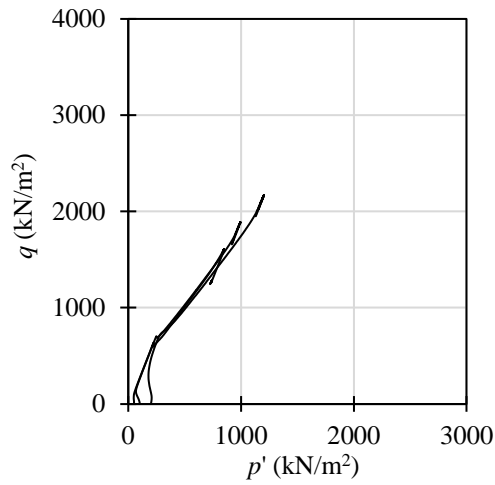


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

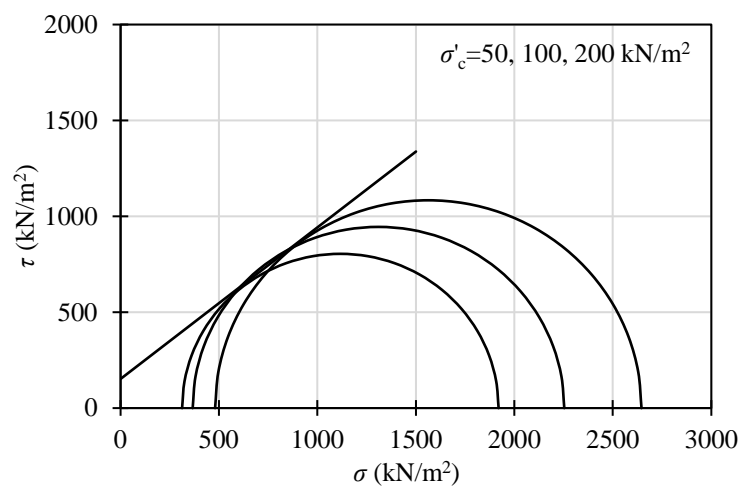
付図-3.2 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, \overline{CU} 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

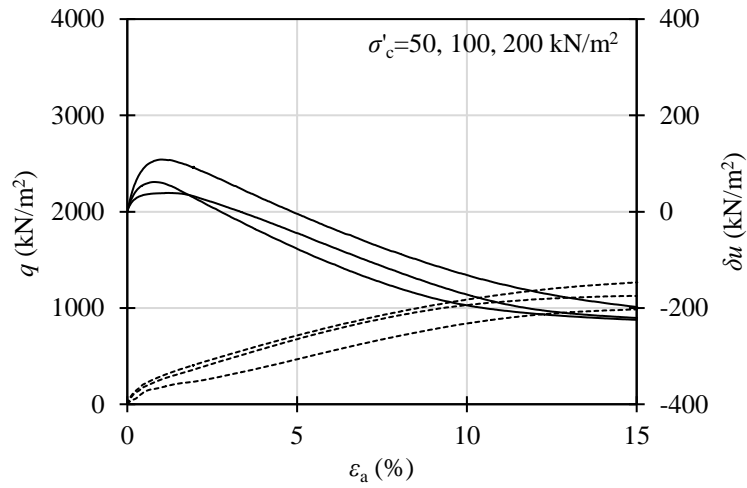


(2) 平均有効主応力~軸差応力

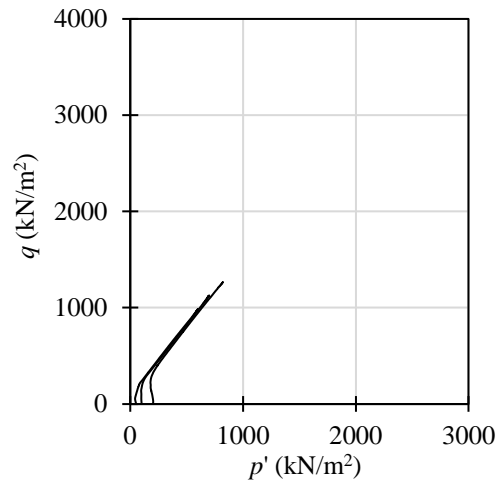


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

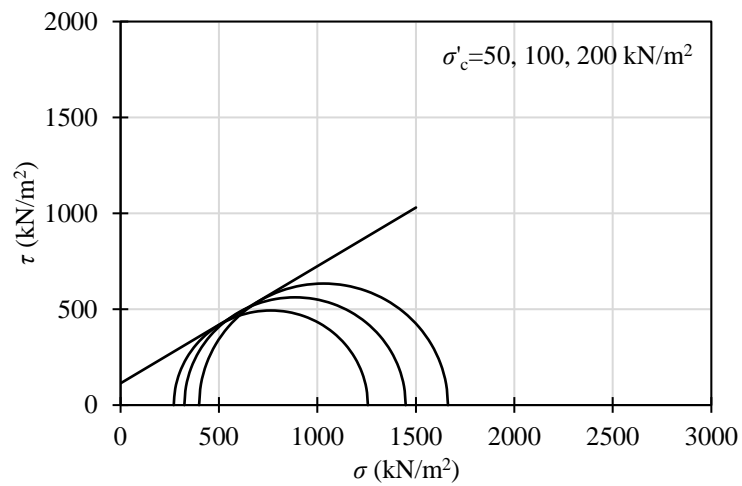
付図-3.3 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, $\overline{\text{CU}}$ 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

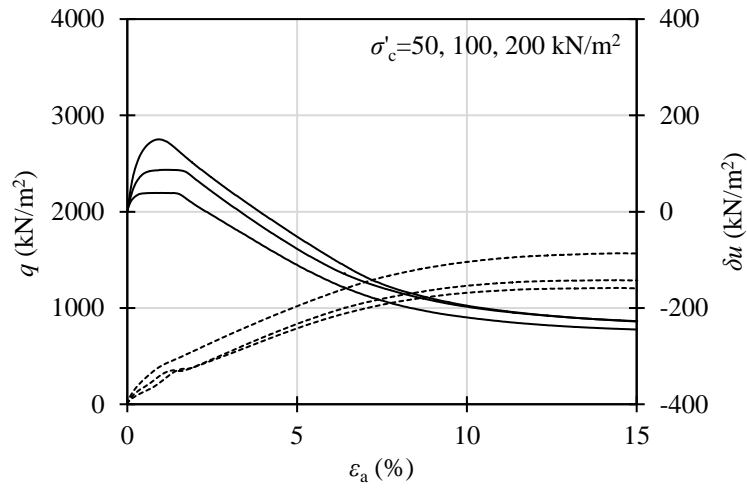


(2) 平均有効主応力~軸差応力

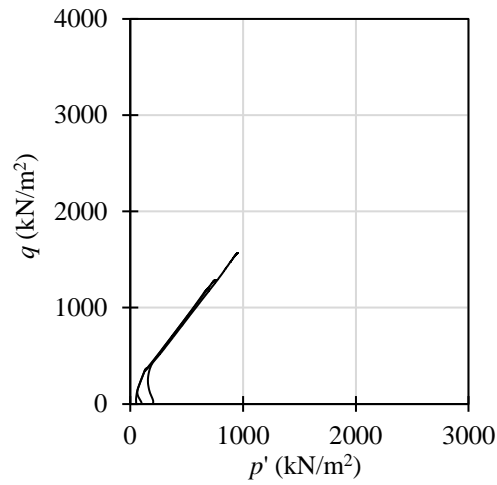


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

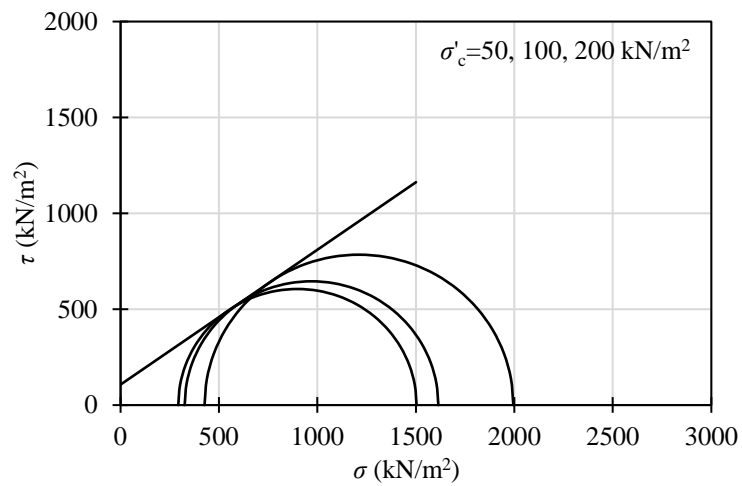
付図-3.4 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, \overline{CU} 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

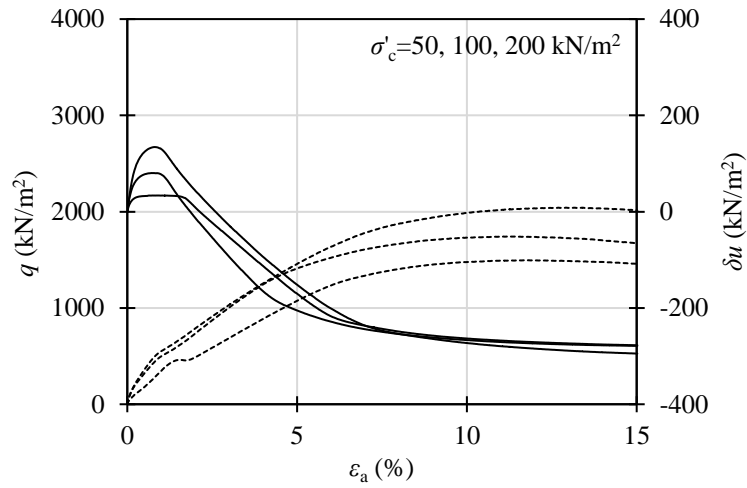


(2) 平均有効主応力~軸差応力

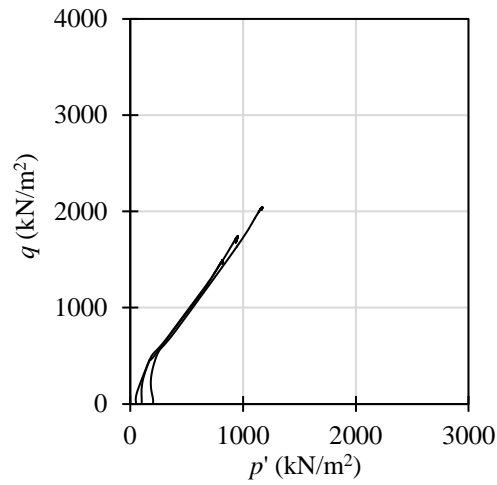


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

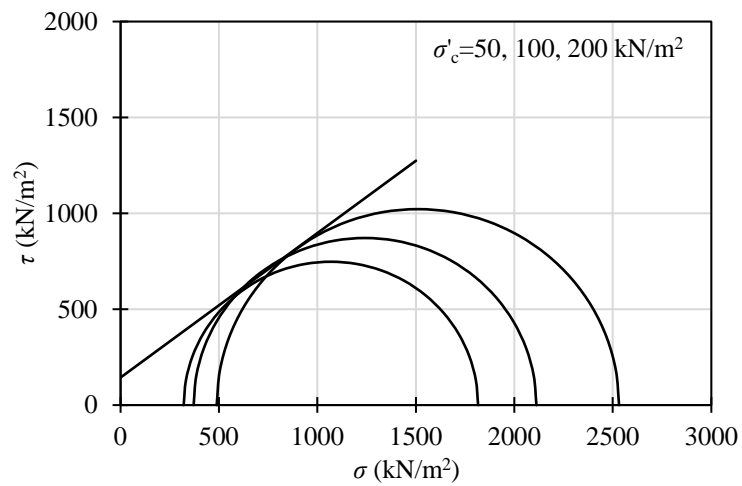
付図-3.5 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, \overline{CU} 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

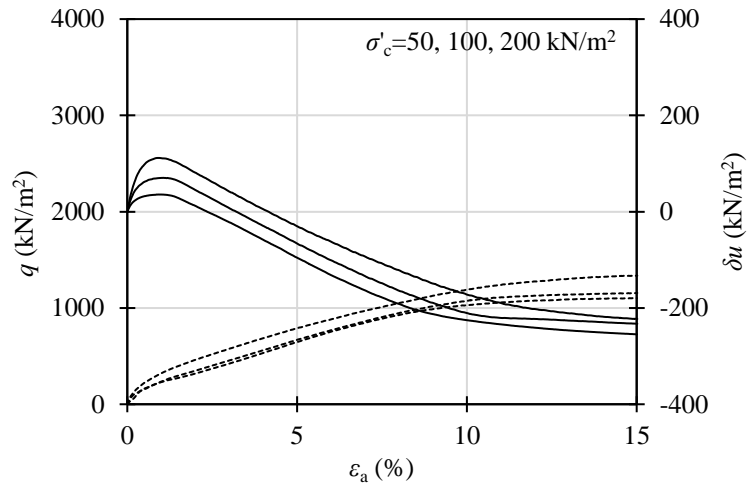


(2) 平均有効主応力~軸差応力

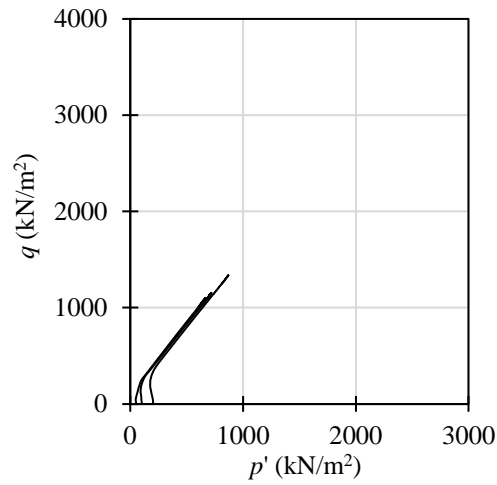


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

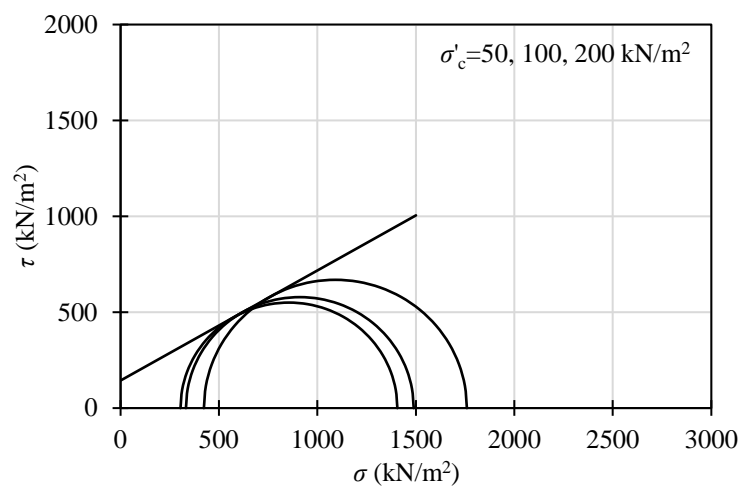
付図-3.6 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, $\overline{\text{CU}}$ 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

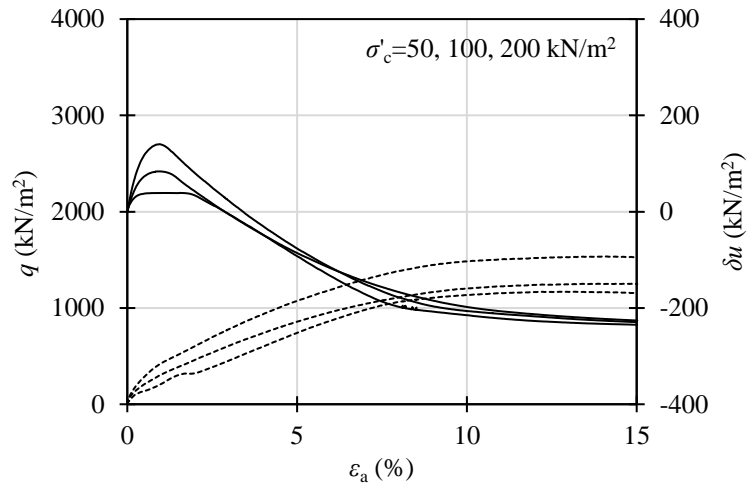


(2) 平均有効主応力~軸差応力

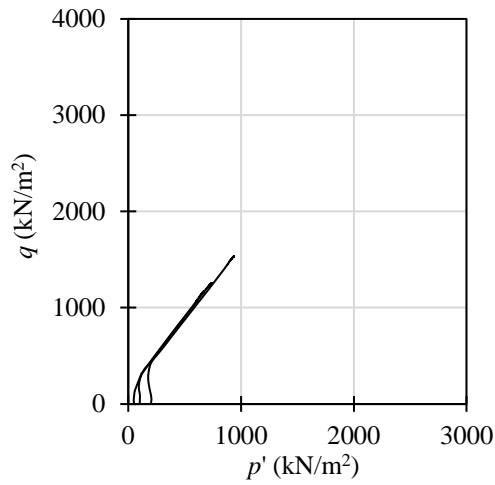


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

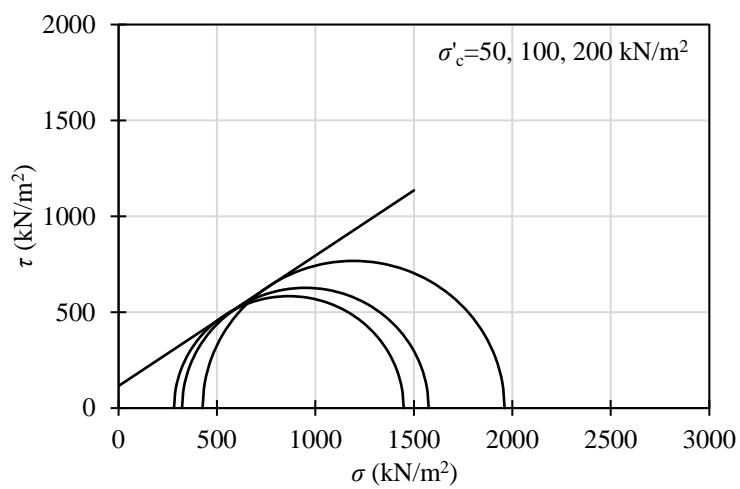
付図-3.7 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, $\overline{\text{CU}}$ 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

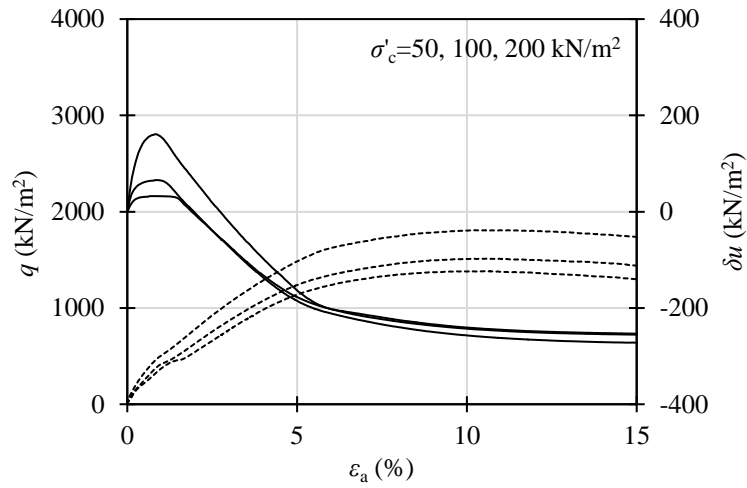


(2) 平均有効主応力~軸差応力

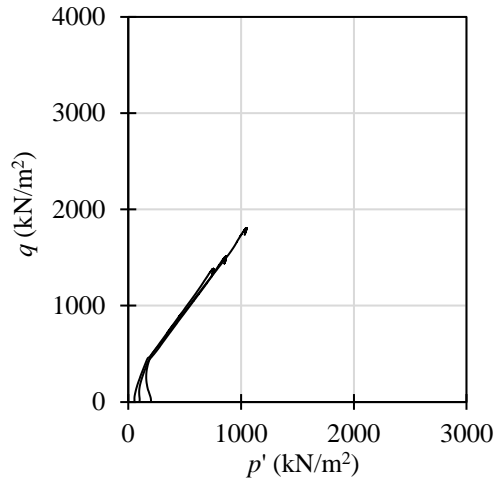


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

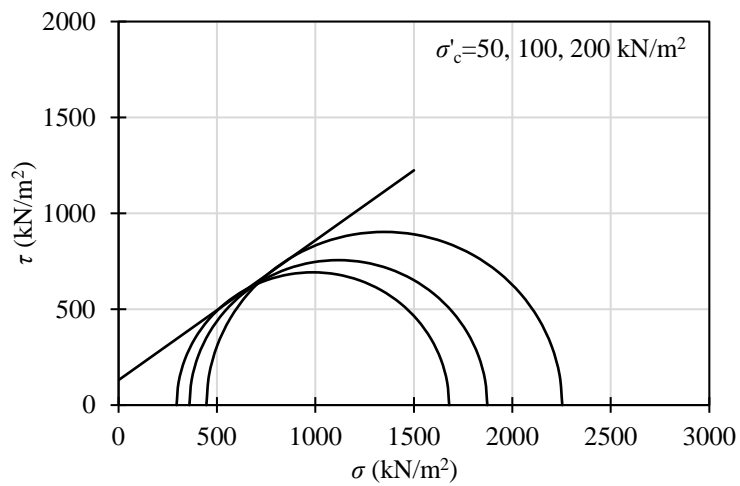
付図-3.8 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, $\overline{\text{CU}}$ 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力・間隙水圧増分

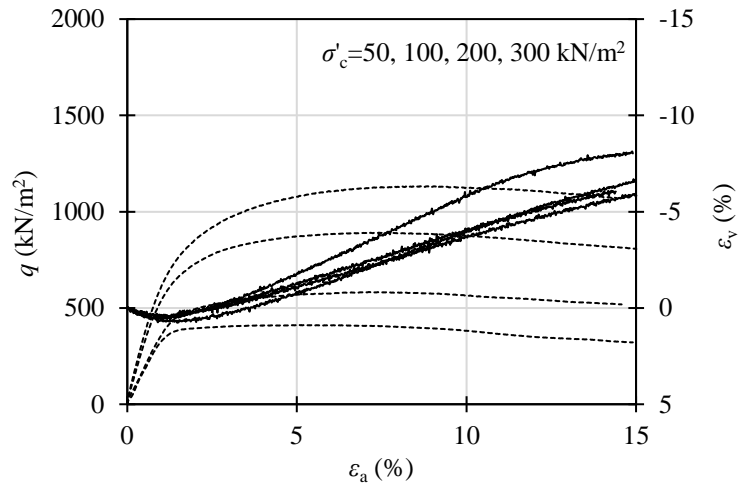


(2) 平均有効主応力~軸差応力

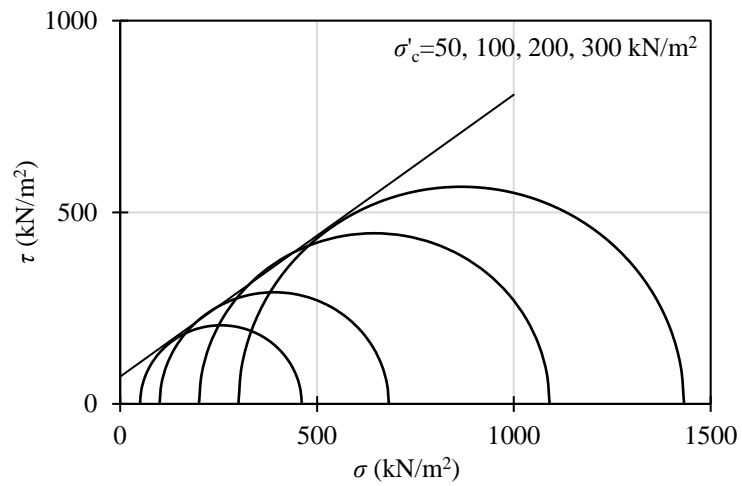


(3) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.9 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, $\overline{\text{CU}}$ 試験

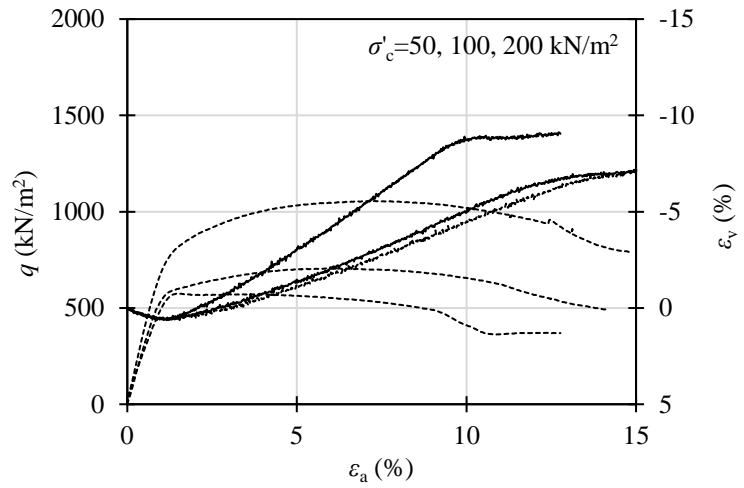


(1) 軸ひずみ~軸差応力・体積ひずみ

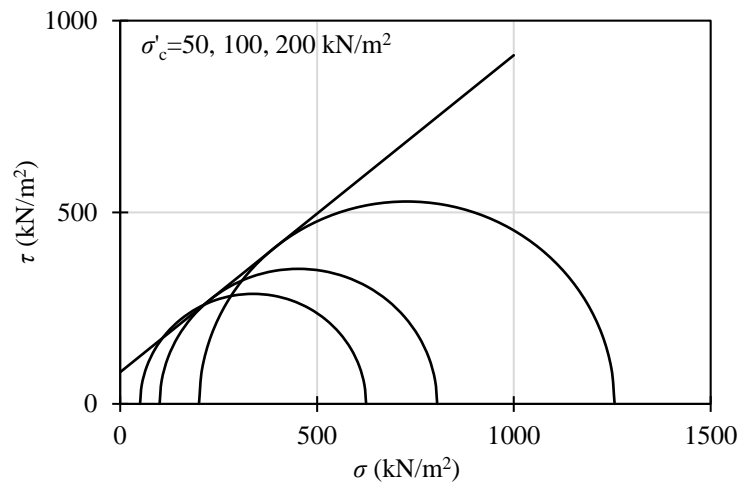


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.10 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, CD 試験

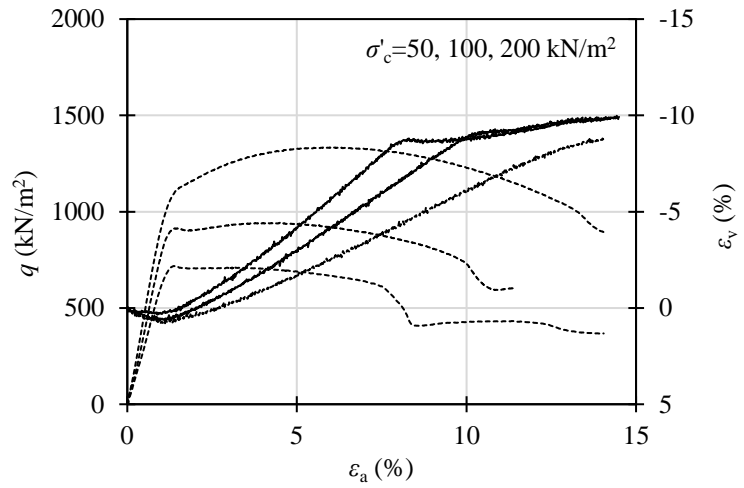


(1) 軸ひずみ~軸差応力・体積ひずみ

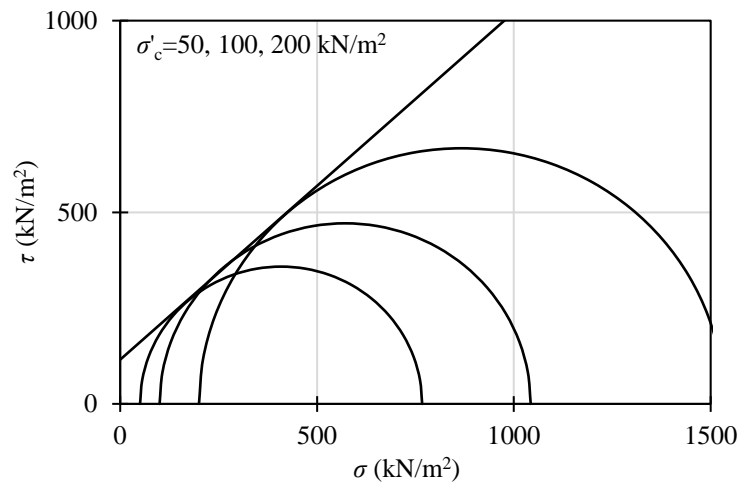


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.11 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, CD 試験

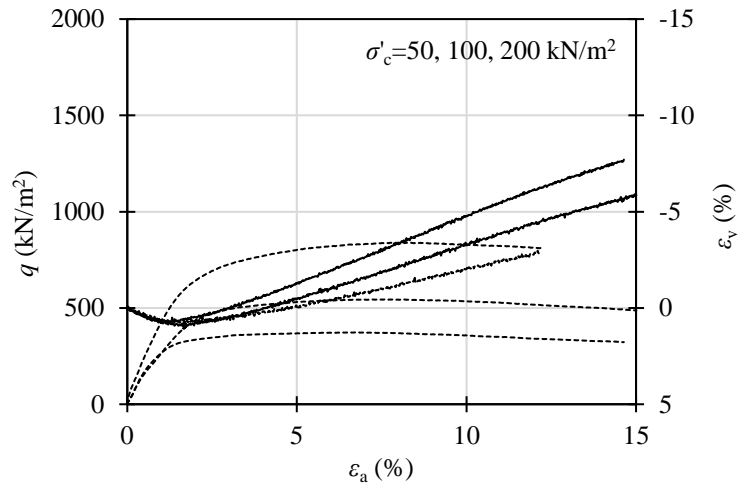


(1) 軸ひずみ~軸差応力・体積ひずみ

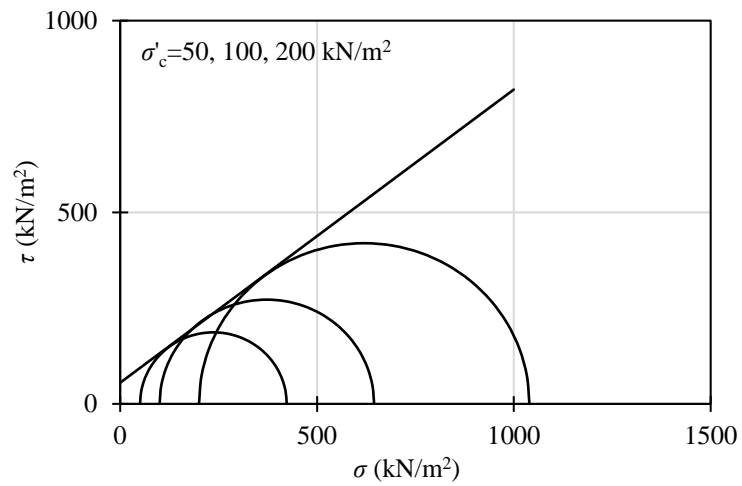


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.12 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, CD 試験

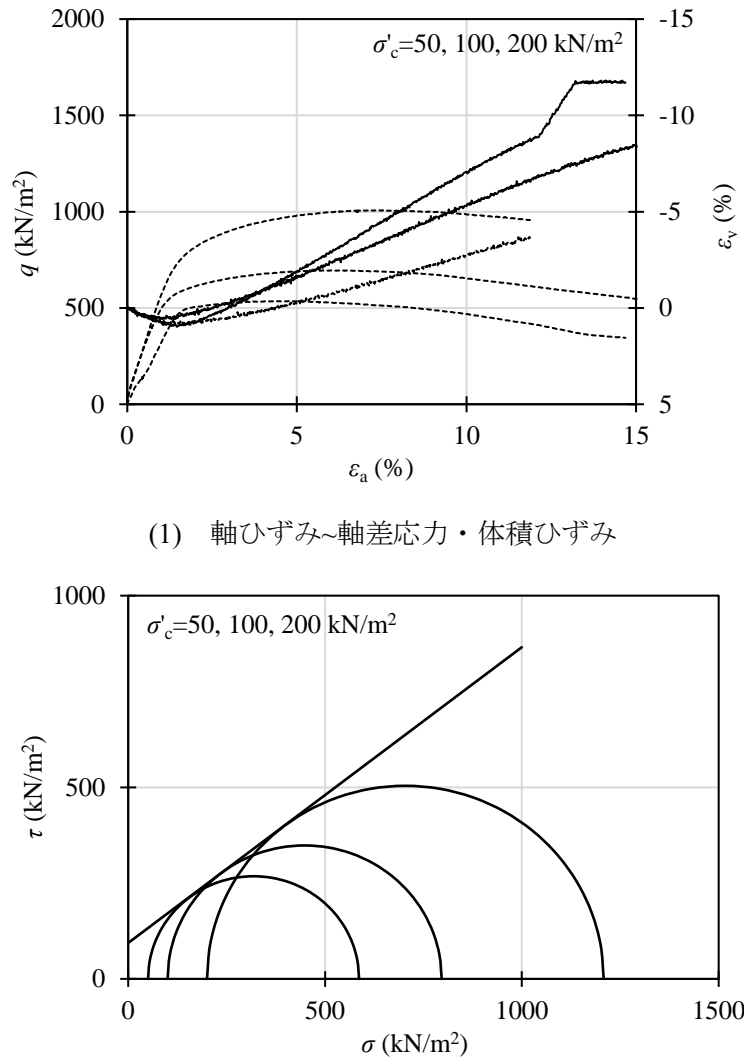


(1) 軸ひずみ~軸差応力・体積ひずみ

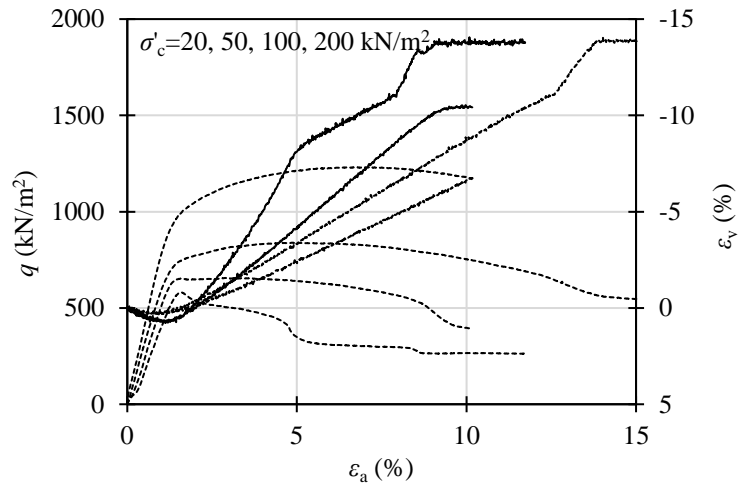


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

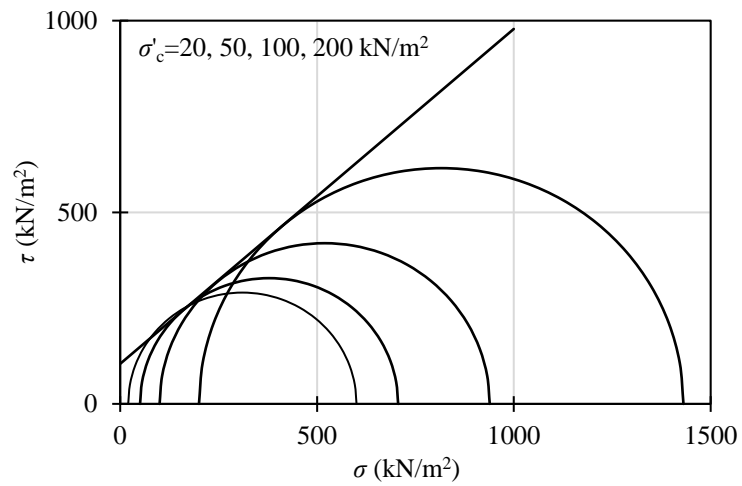
付図-3.13 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, CD試験



(2) Mohr-Coulomb の破壊規準
 付図-3.14 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, CD 試験

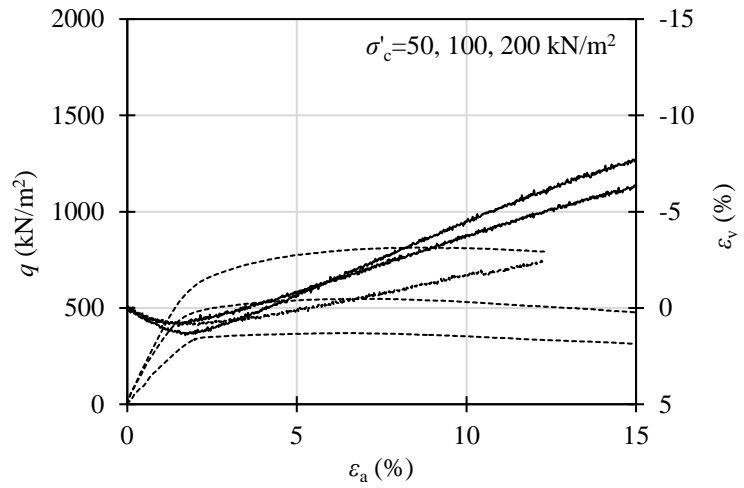


(1) 軸ひずみ~軸差応力・体積ひずみ

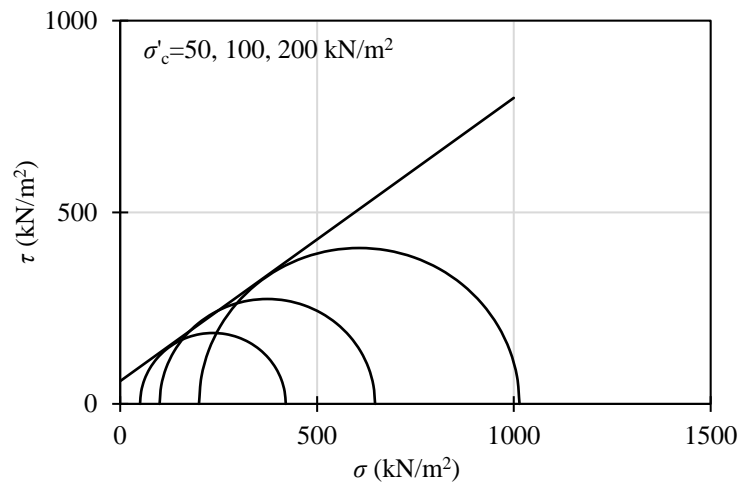


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.15 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, CD 試験

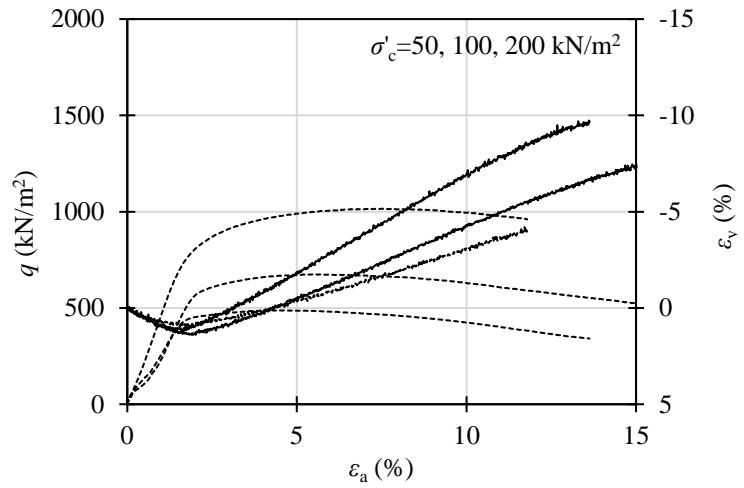


(1) 軸ひずみ~軸差応力・体積ひずみ

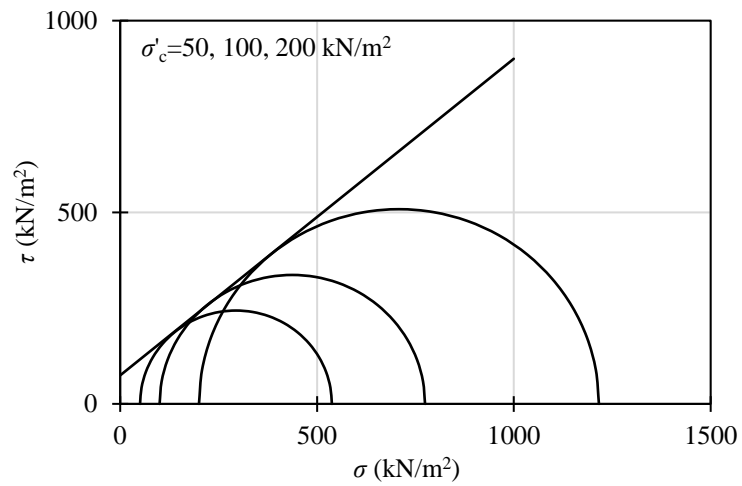


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.16 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, CD試験

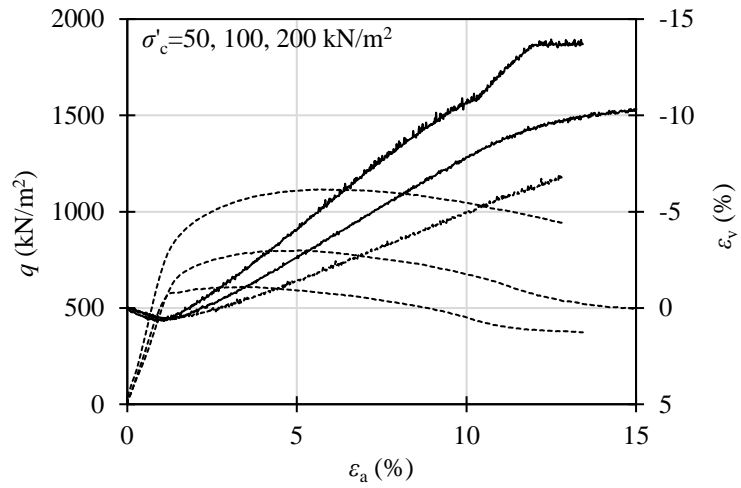


(1) 軸ひずみ~軸差応力・体積ひずみ

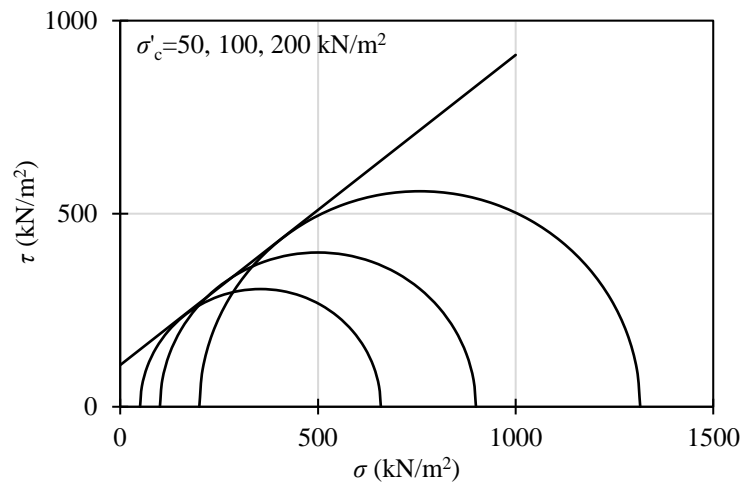


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.17 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, CD試験

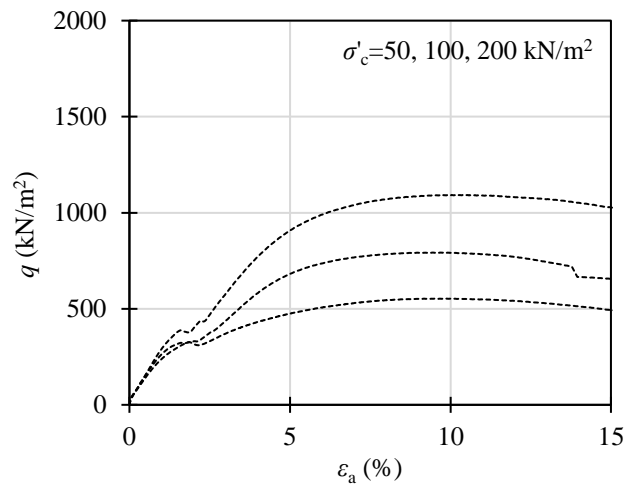


(1) 軸ひずみ~軸差応力・体積ひずみ

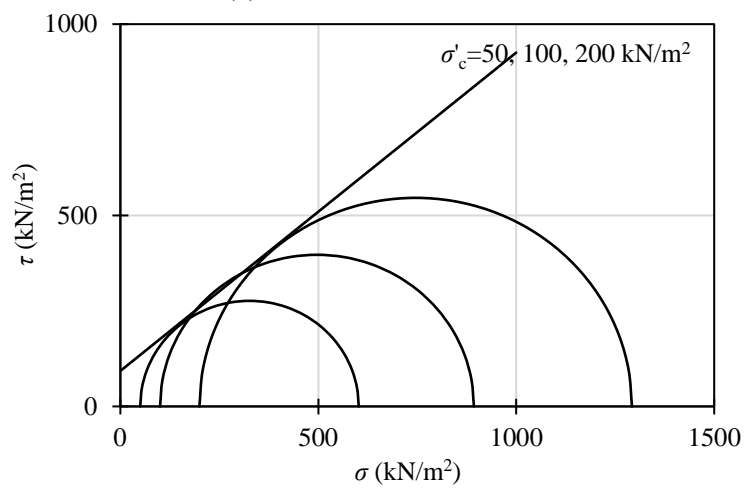


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.18 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, CD 試験

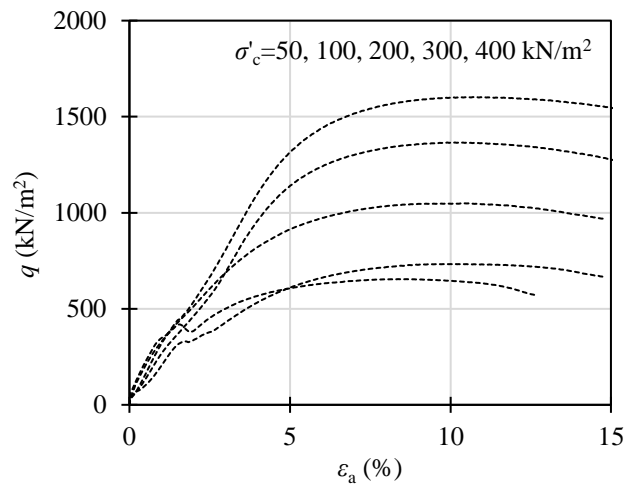


(1) 軸ひずみ~軸差応力

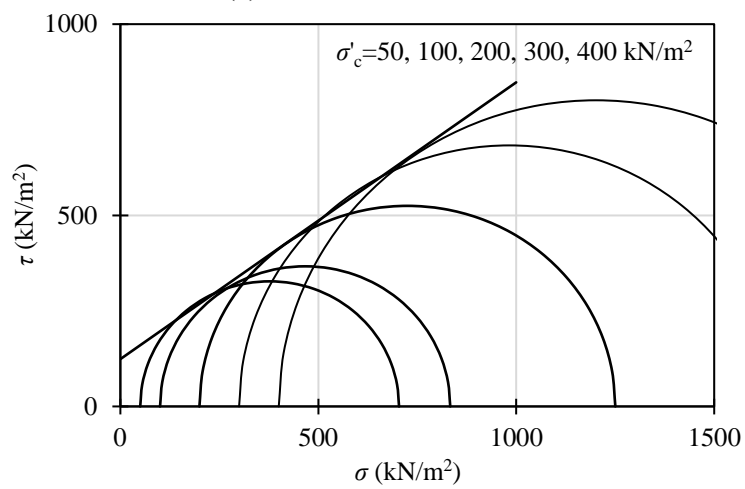


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.19 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, UU 試験

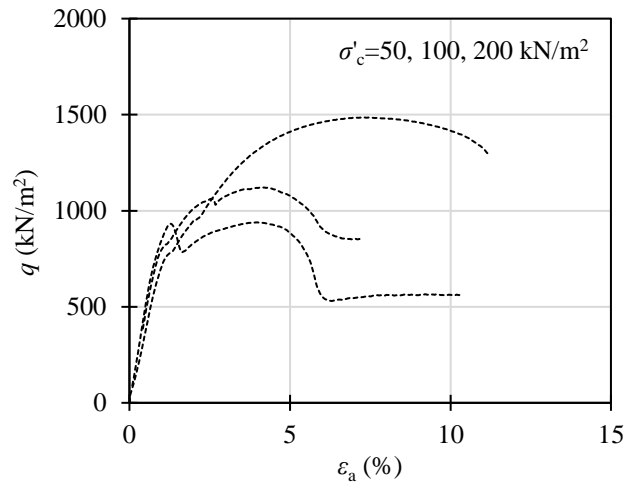


(1) 軸ひずみ~軸差応力

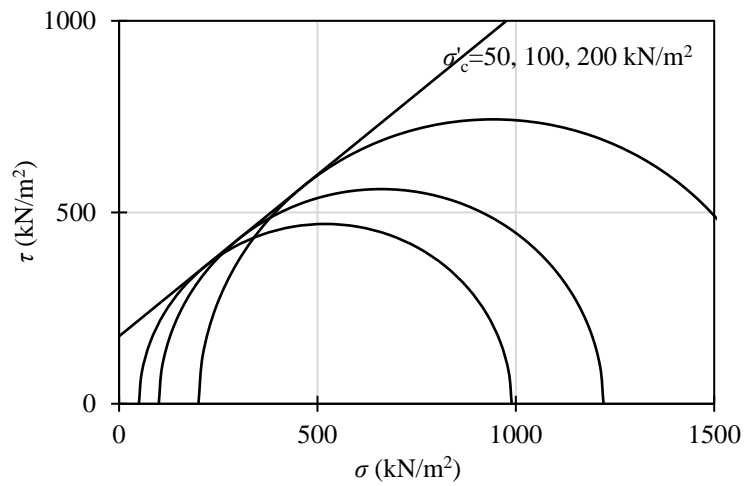


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.20 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, UU 試験

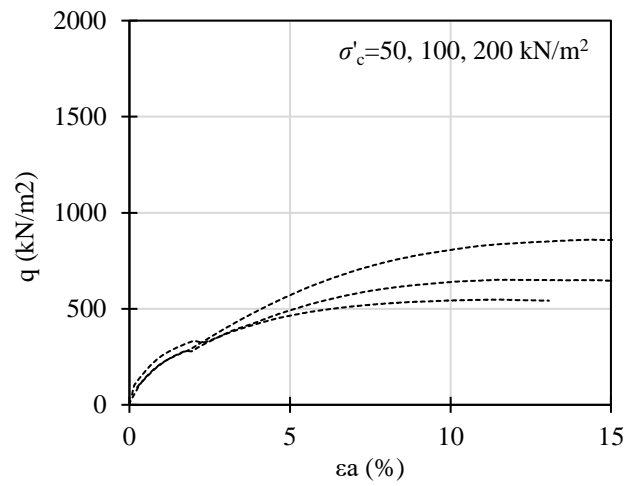


(1) 軸ひずみ~軸差応力

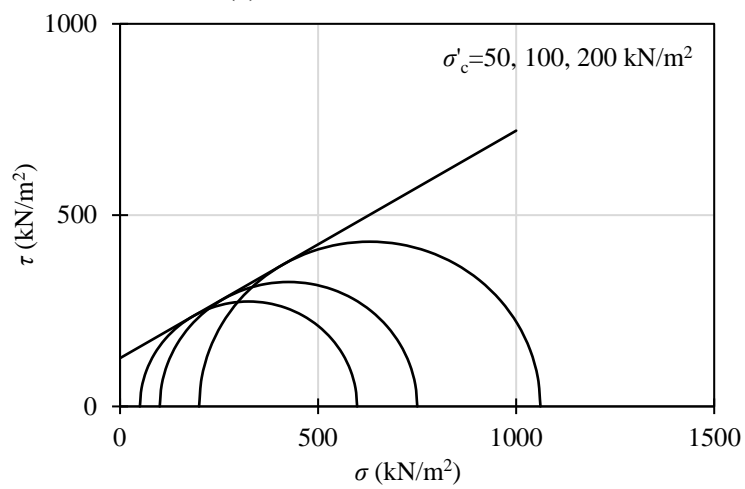


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.21 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, UU 試験

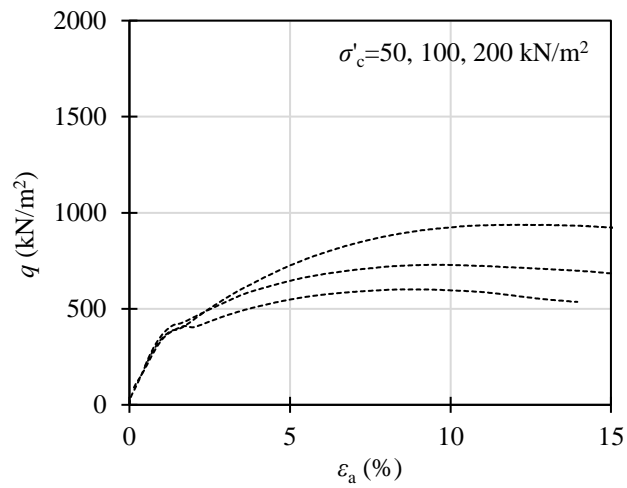


(1) 軸ひずみ~軸差応力

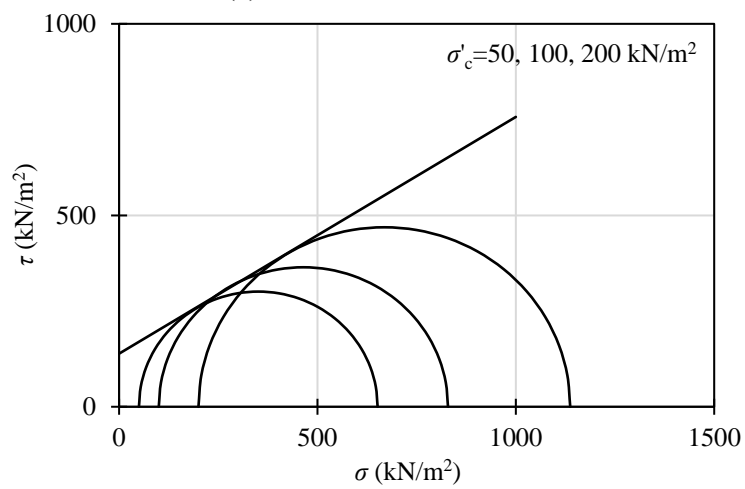


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.22 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, UU 試験

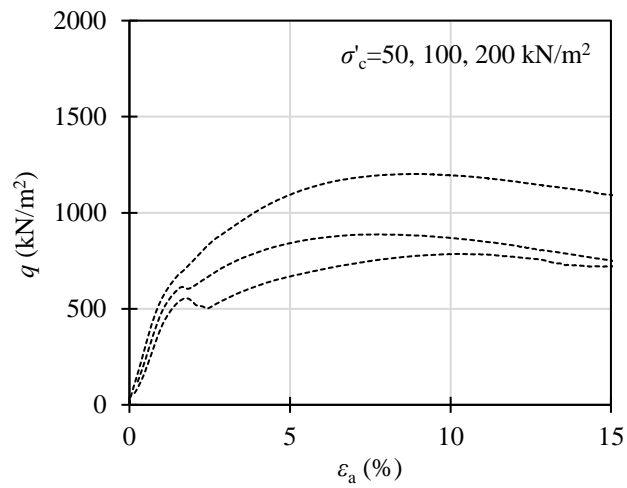


(1) 軸ひずみ~軸差応力

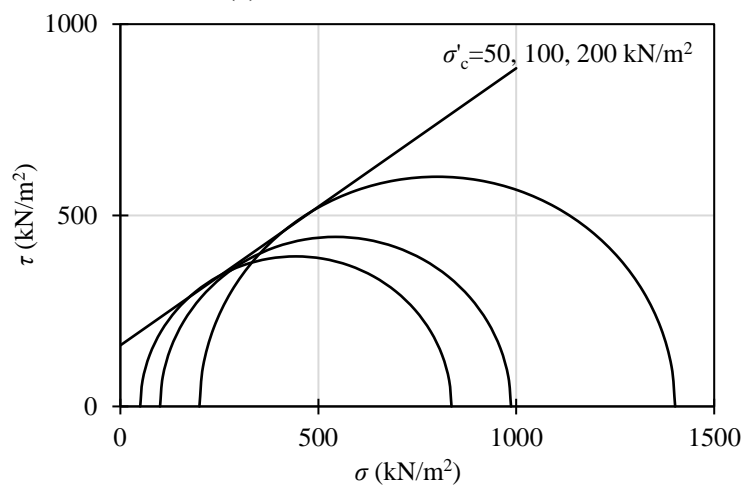


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.23 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, UU 試験

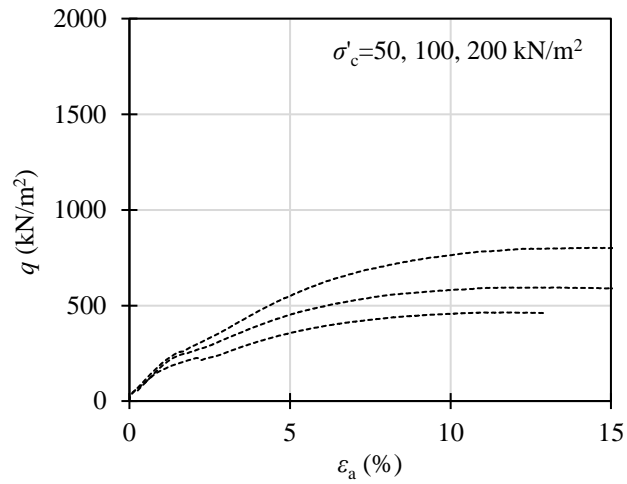


(1) 軸ひずみ~軸差応力

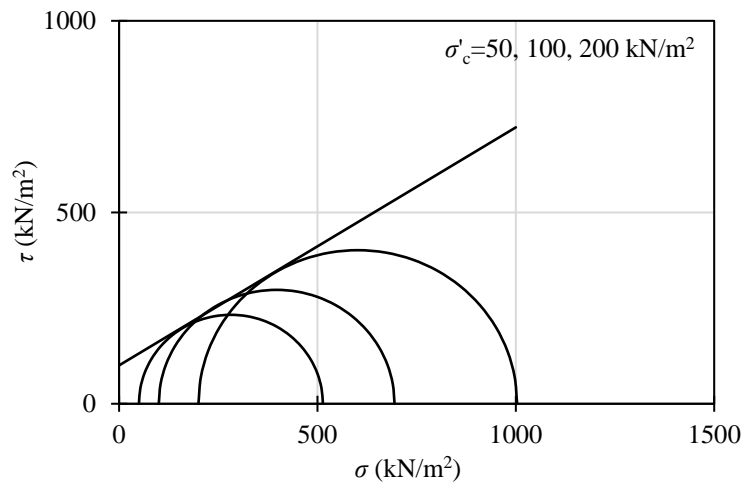


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.24 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, UU 試験

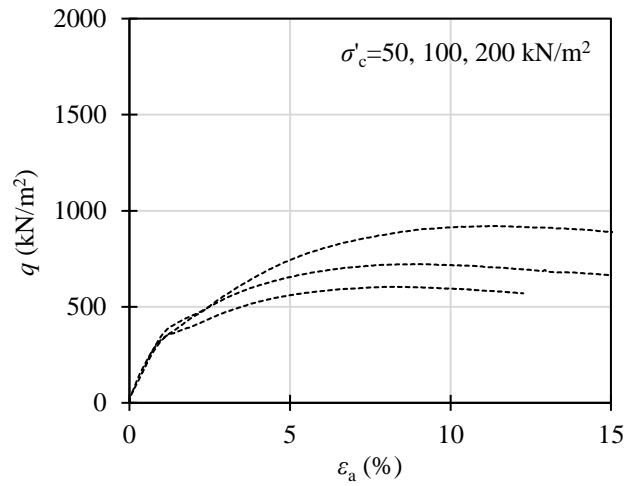


(1) 軸ひずみ~軸差応力

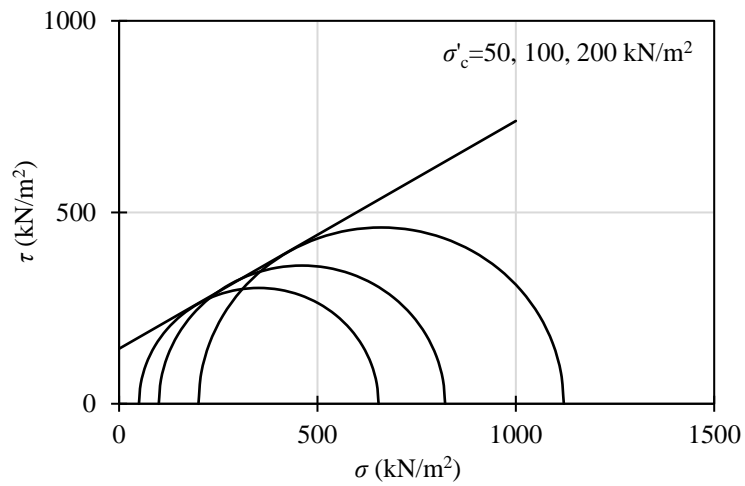


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.25 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, UU 試験

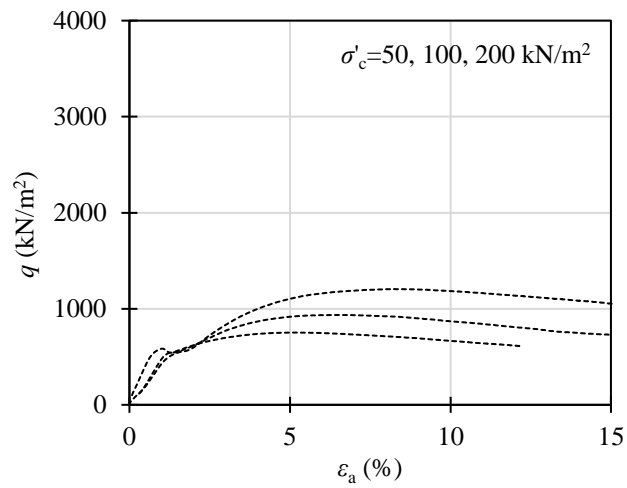


(1) 軸ひずみ~軸差応力

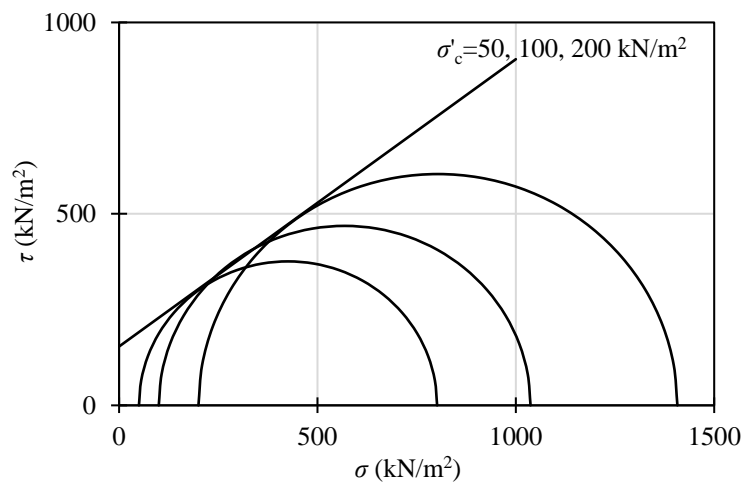


(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.26 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, UU 試験



(1) 軸ひずみ~軸差応力



(2) Mohr-Coulomb の破壊規準

付図-3.27 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, UU 試験

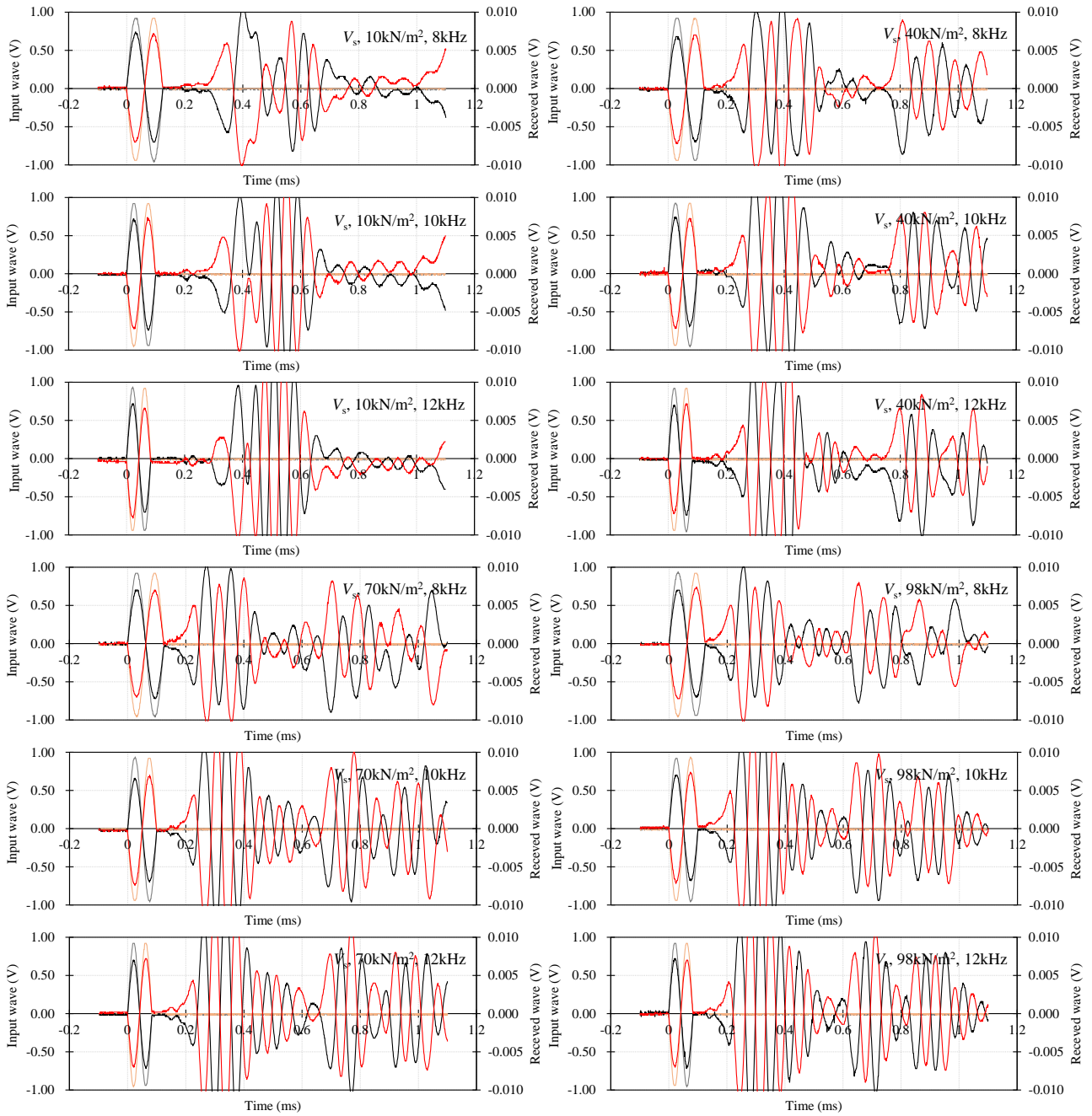
付録-4

未改良砂の弾性波試験結果

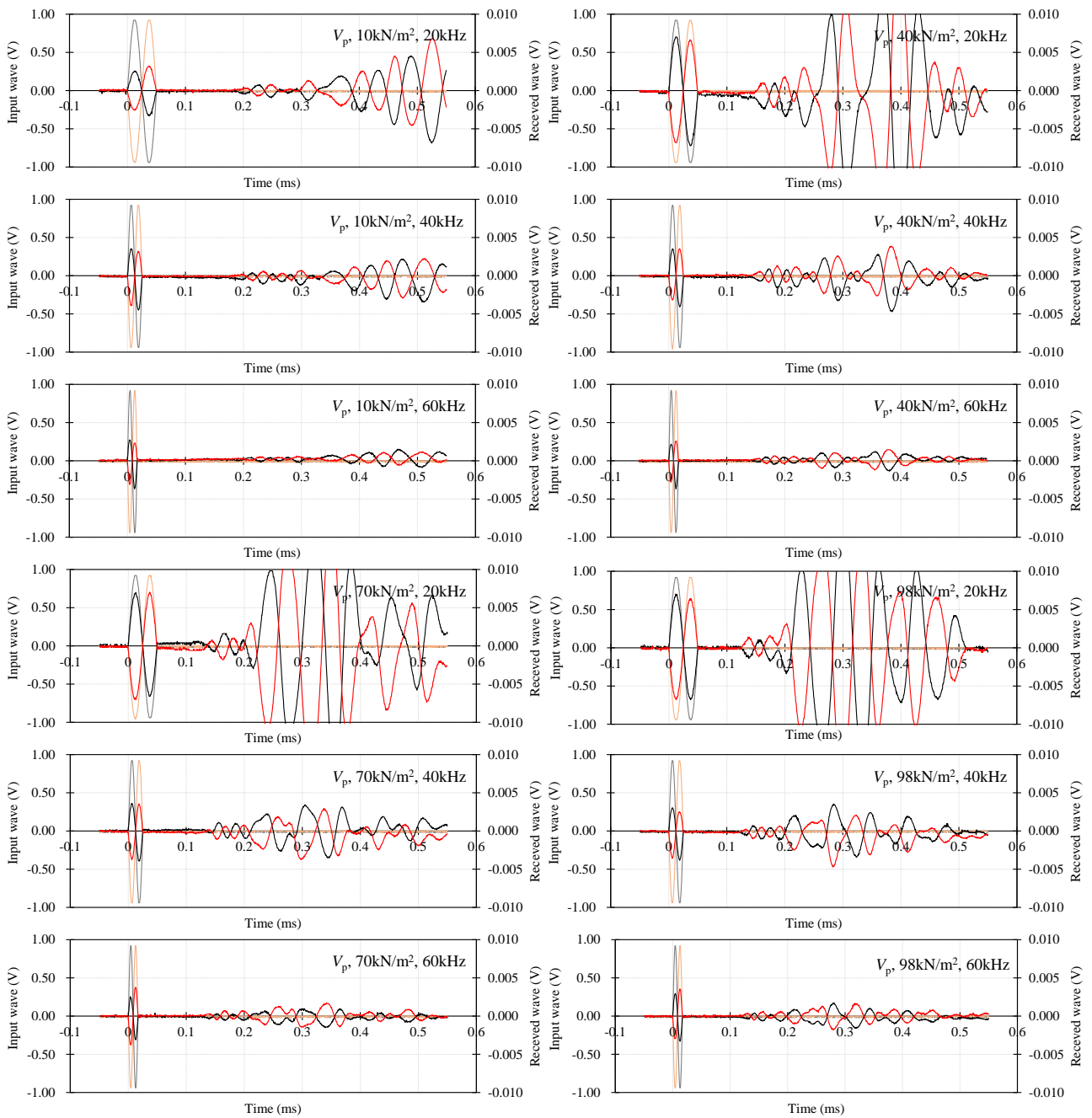
ここでは、未改良砂において拘束圧 σ'_c と S 波速度 V_s および P 波速度 V_p の関係を求めるために実施した弾性波試験の時刻歴を示す。なお、試験は付表-4.1 に示す条件であり、表中の D_r は相対密度、 σ'_c は拘束圧を示す。

付表-4.1 未改良砂の弾性波試験条件

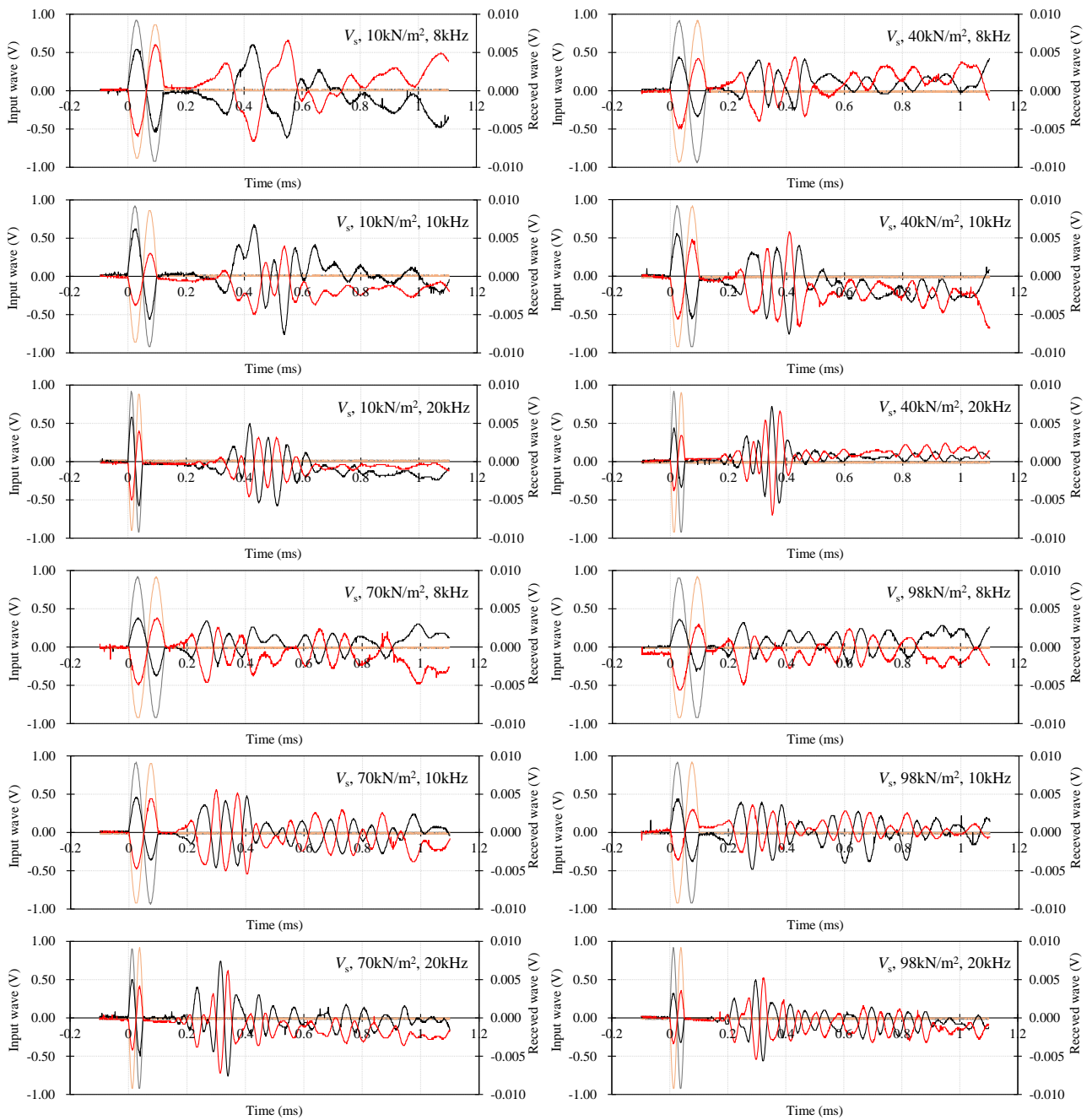
Sand	Relative density D_r	Confining pressure σ'_c	Frequency	
			S wave	P wave
Toyoura sand	40 %	10, 40, 70, 98 kN/m ²	8 ~ 12 kHz	20 ~ 60 kHz
	60 %	10, 40, 70, 98 kN/m ²	8 ~ 20 kHz	20 ~ 60 kHz
	80 %	10, 40, 70, 98 kN/m ²	8 ~ 12 kHz	20 ~ 60 kHz
Silica sand No.6	40 %	10, 40, 70, 98 kN/m ²	6 ~ 20 kHz	10 ~ 80 kHz
	60 %	10, 40, 70, 98 kN/m ²	8 ~ 15 kHz	10 ~ 40 kHz
	80 %	10, 40, 70, 98 kN/m ²	8 ~ 12 kHz	20 ~ 60 kHz
Silica sand No.5	40 %	10, 40, 70, 98 kN/m ²	6 ~ 10 kHz	20 ~ 80 kHz
	60 %	10, 40, 70, 98 kN/m ²	5 ~ 15 kHz	10 ~ 40 kHz
	80 %	10, 40, 70, 98 kN/m ²	5 ~ 20 kHz	10 ~ 60 kHz



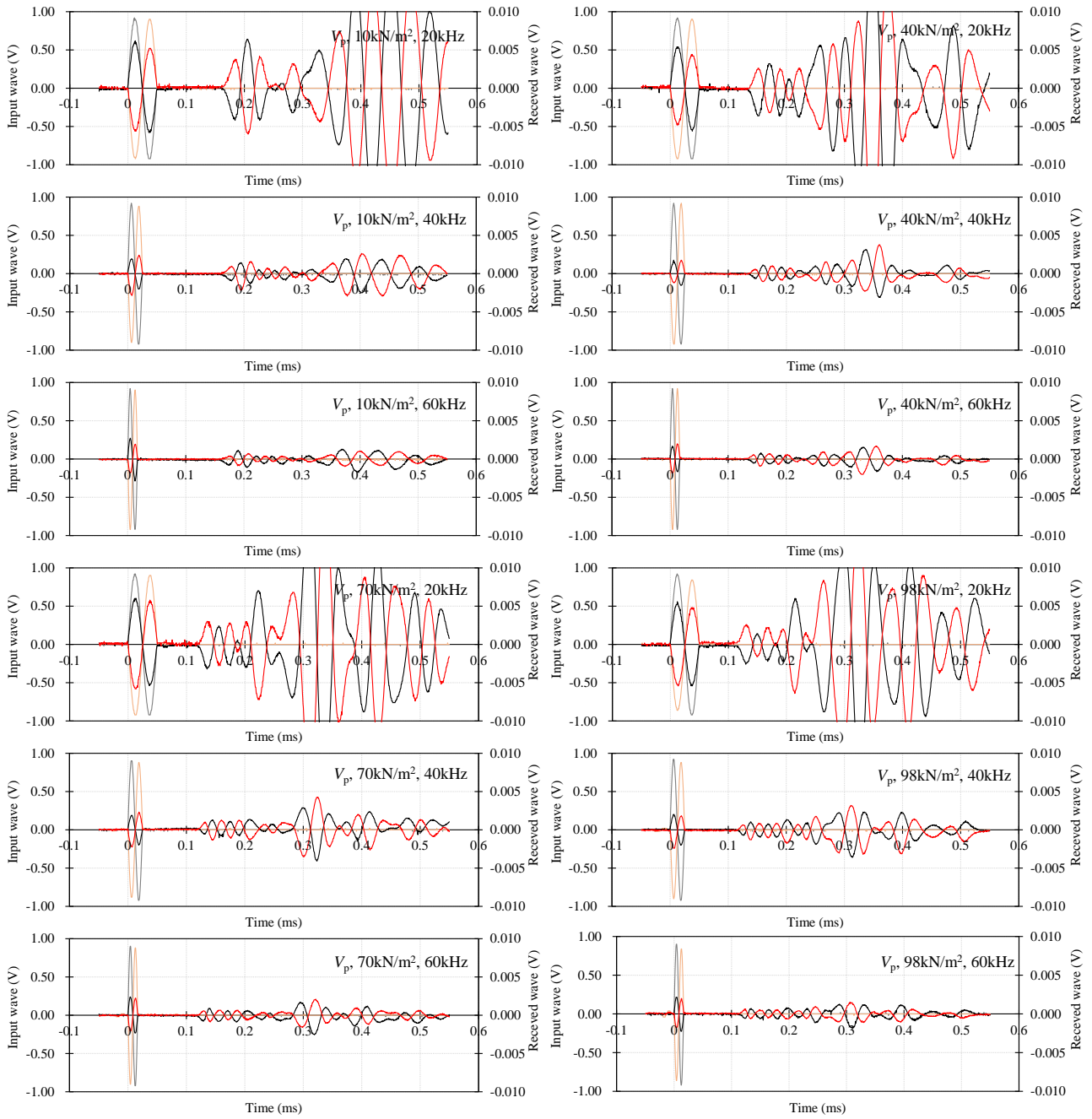
付図-4.1 未改良豊浦砂, $D_r=40\%$, S波速度試験



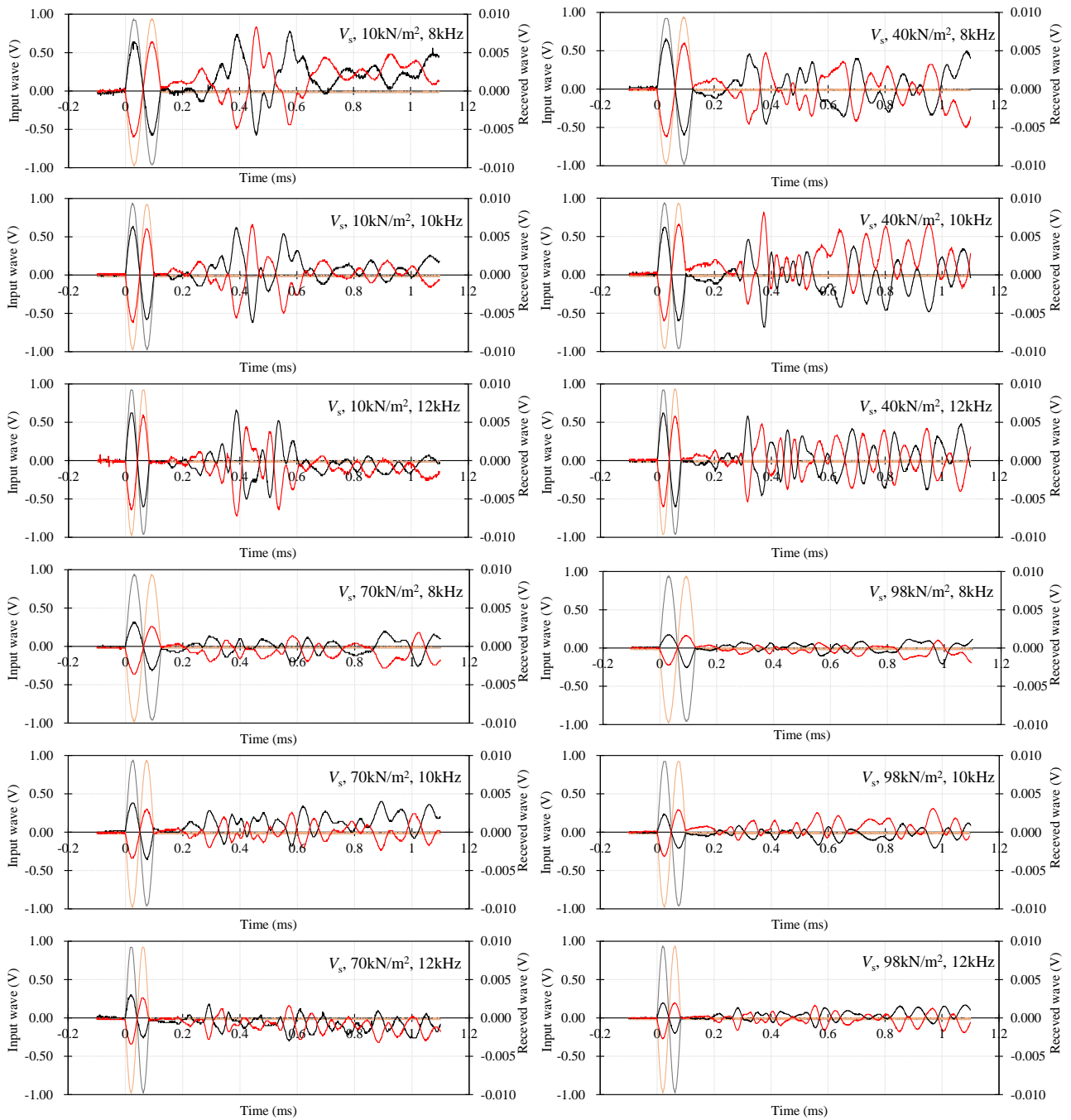
付図-4.2 未改良豊浦砂, $D_r=40\%$, P波速度試験



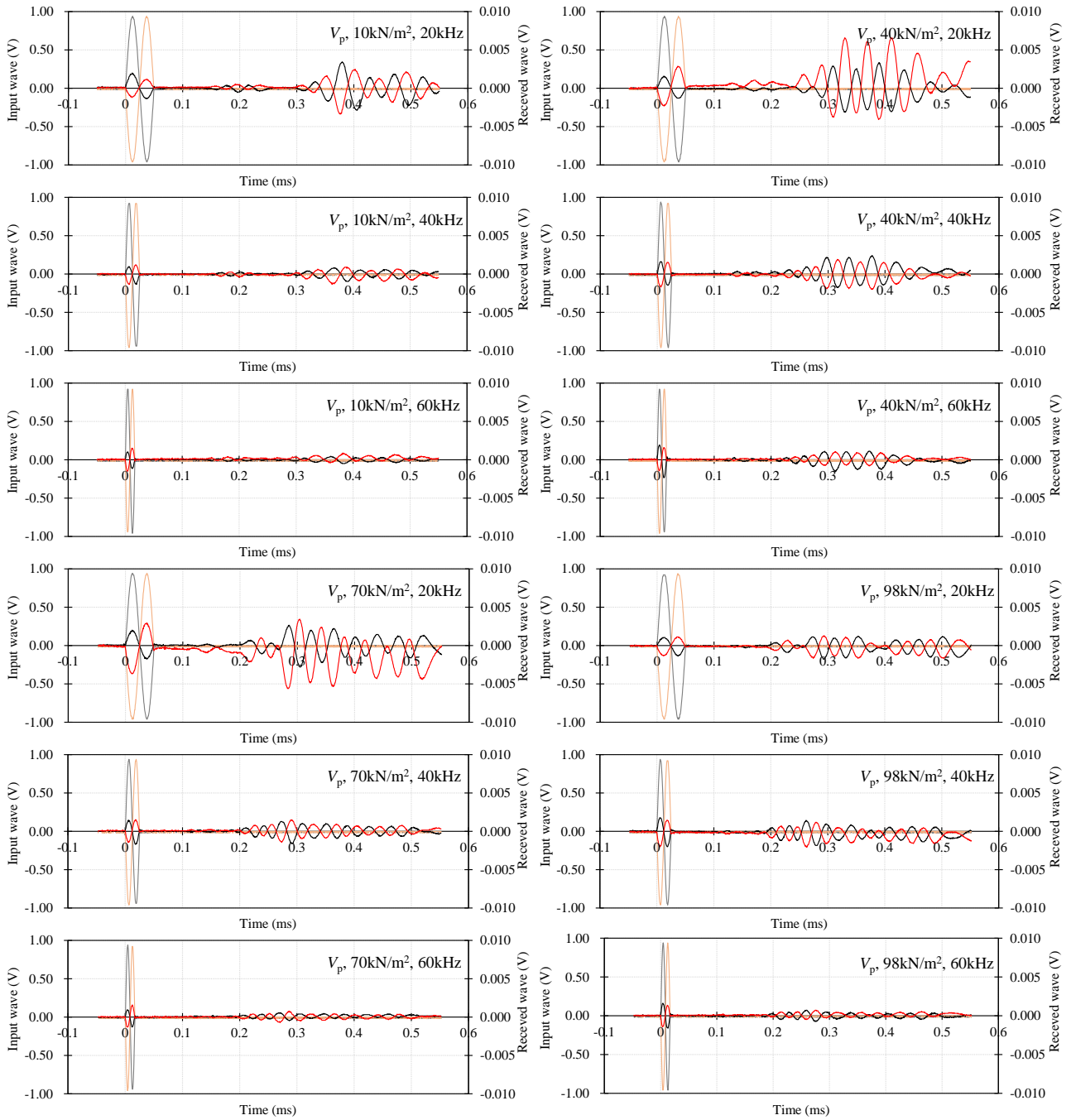
付図-4.3 未改良豊浦砂, $D_r=60\%$, S波速度試験



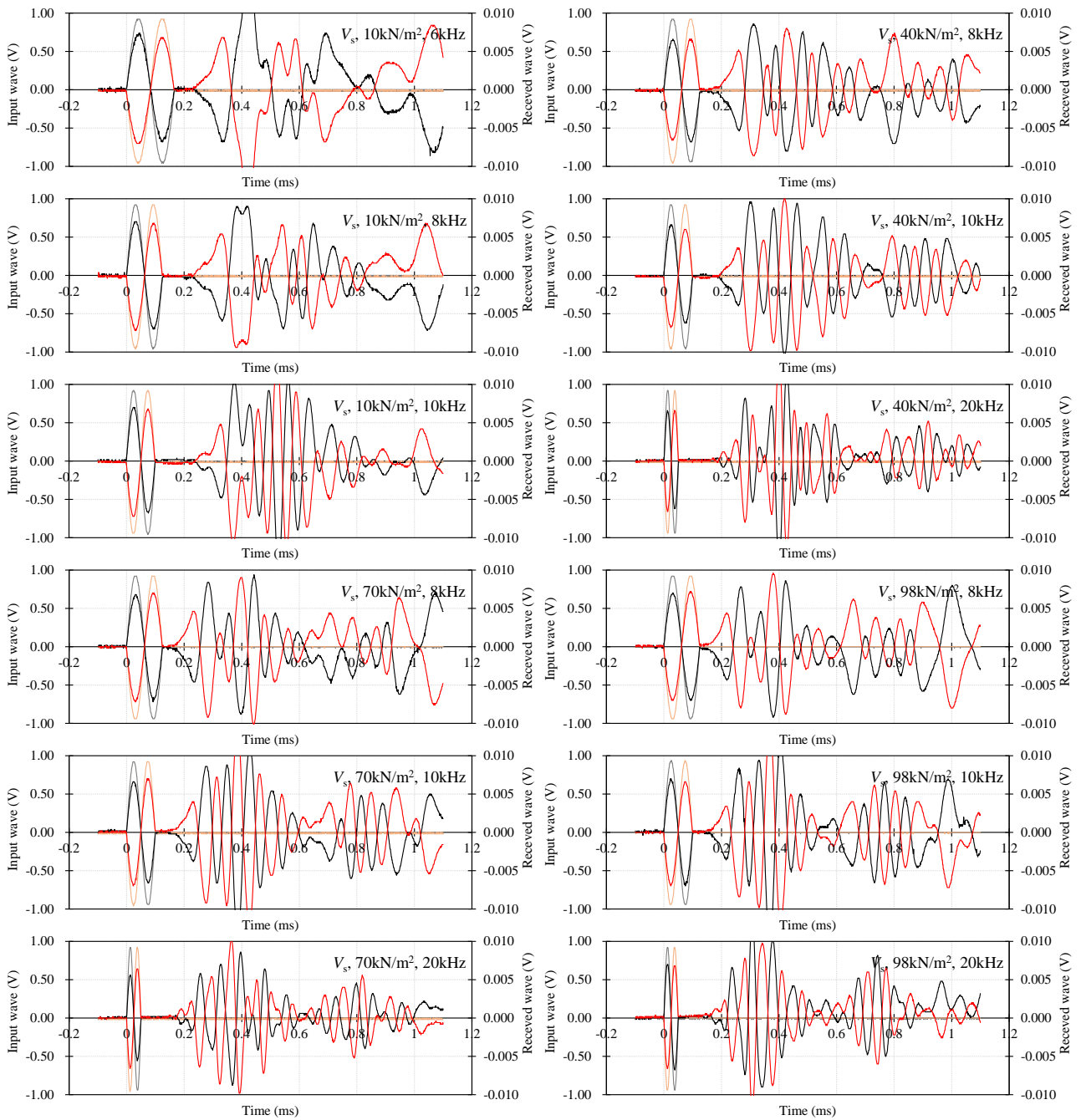
付図-4.4 未改良豊浦砂, $D_r=60\%$, P 波速度試験



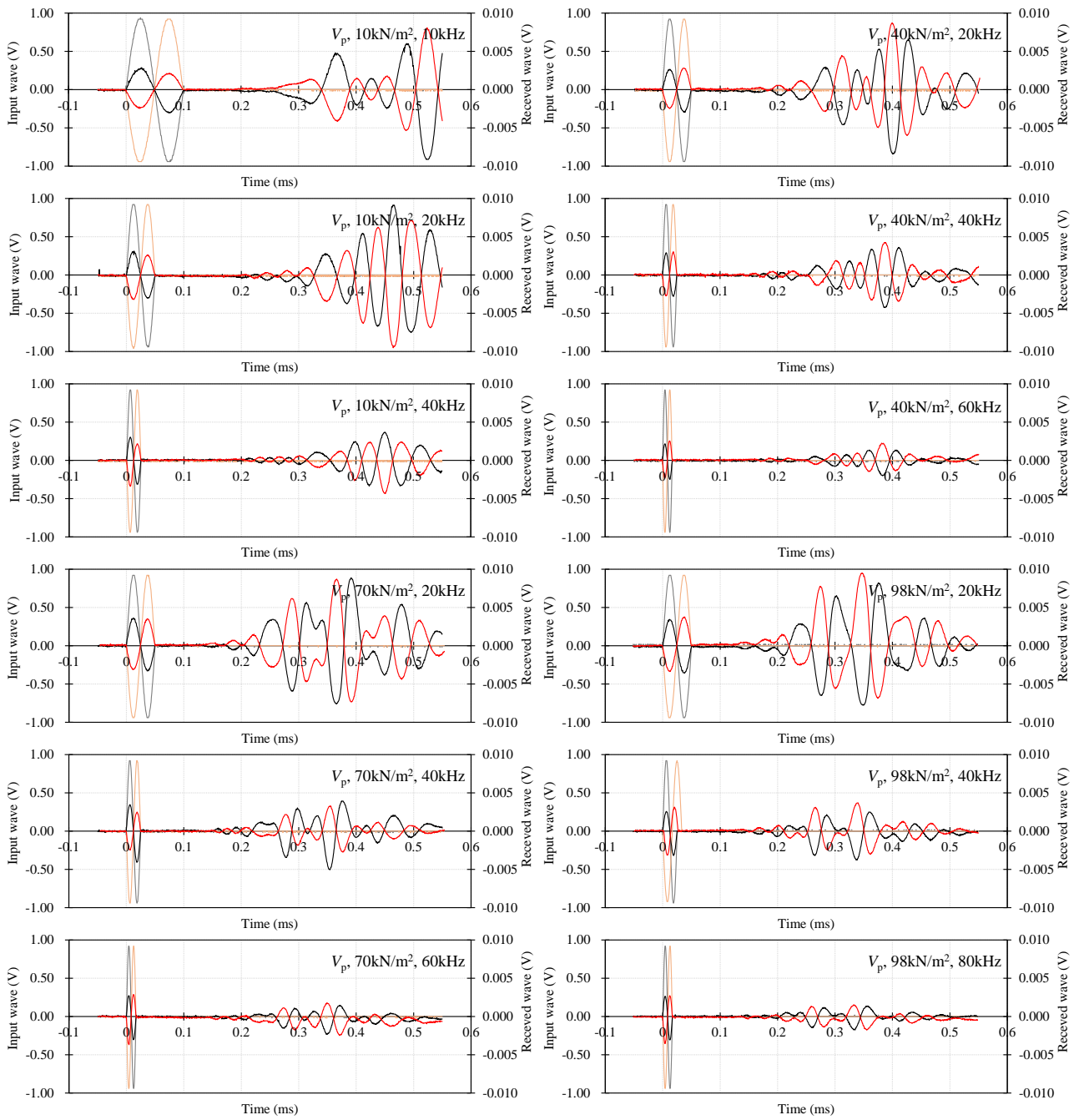
付図-4.5 未改良豊浦砂, $D_r=80\%$, S波速度試験



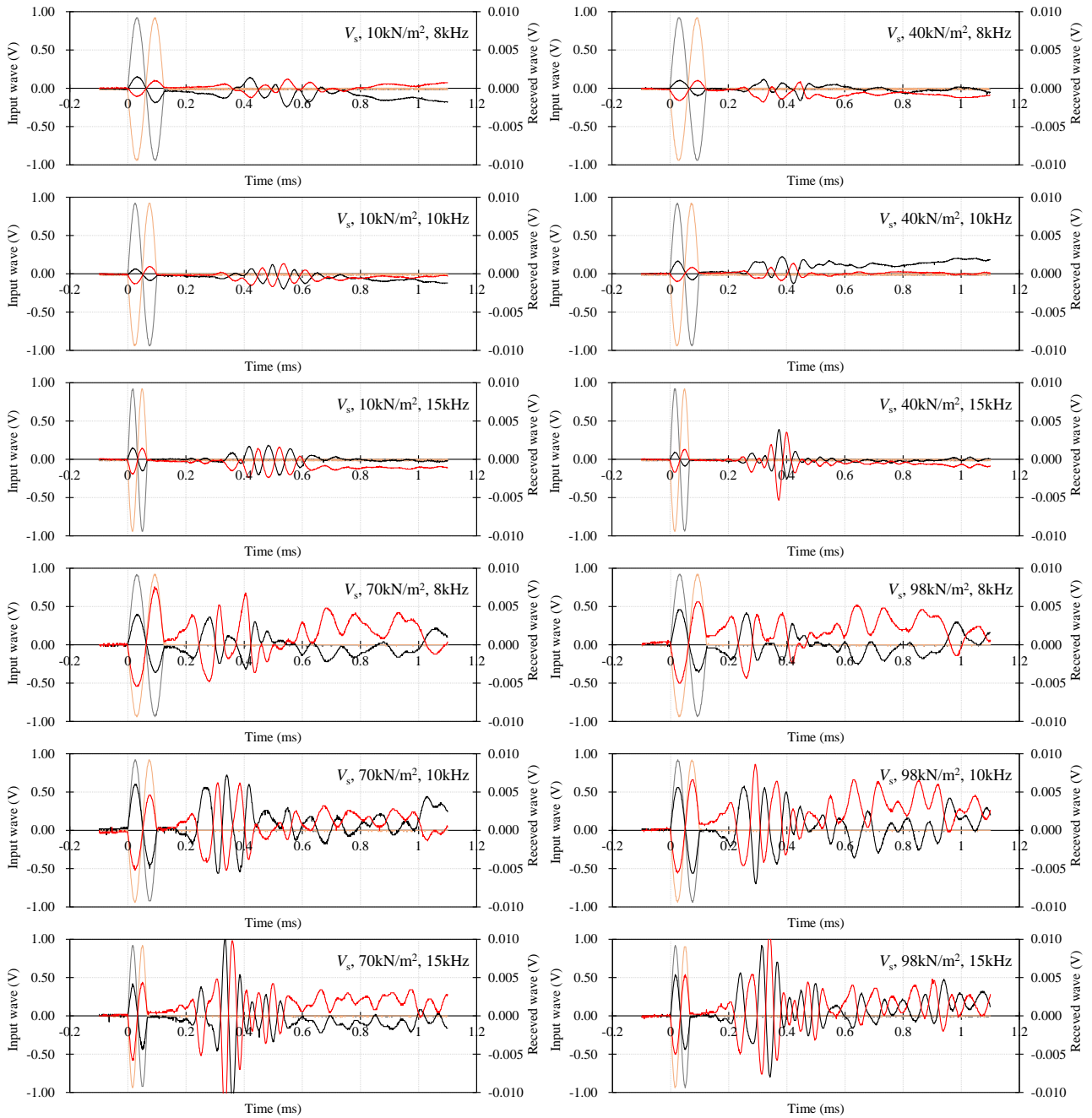
付図-4.6 未改良豊浦砂, $D_r=80\%$, P 波速度試験



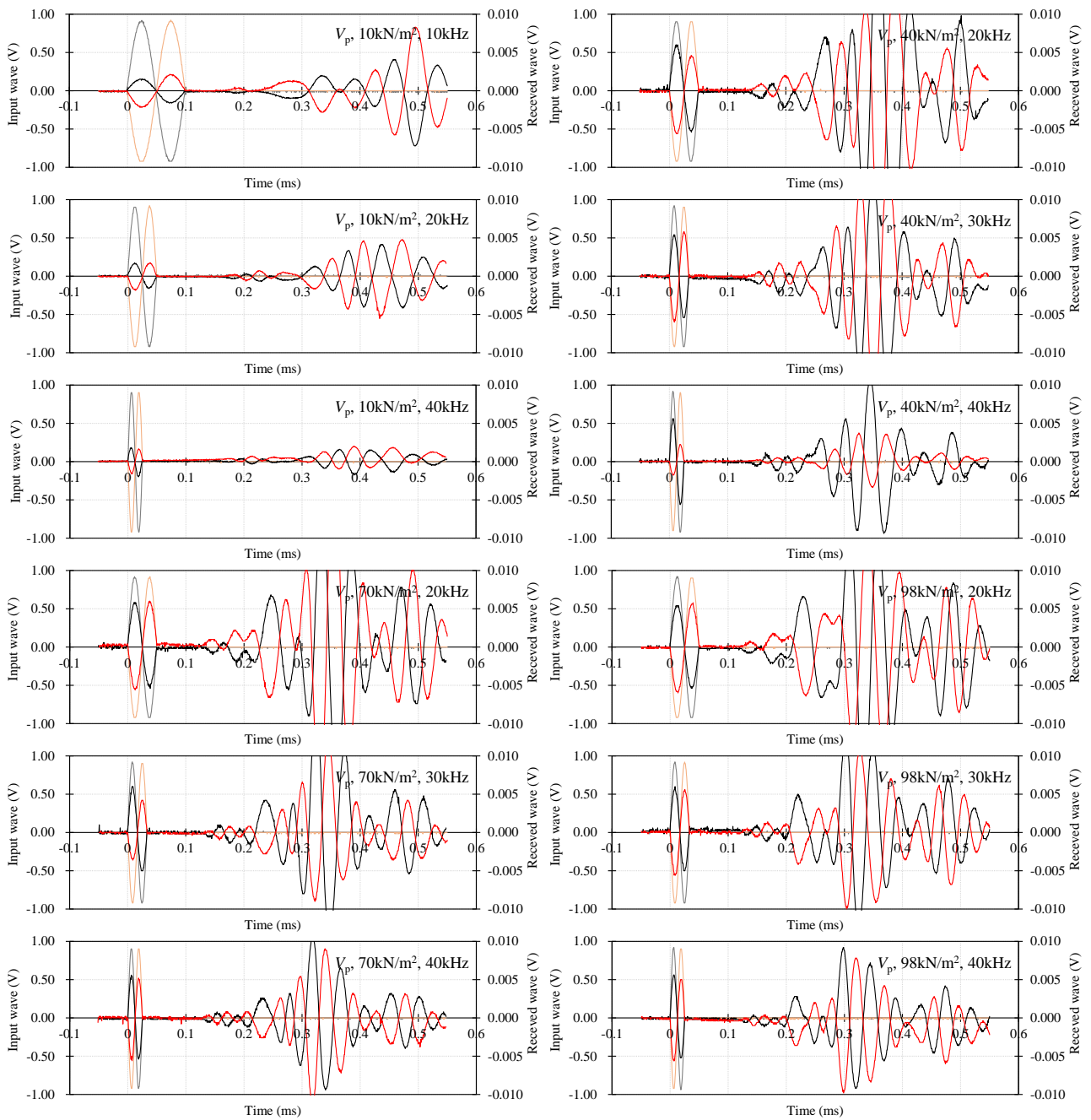
付図-4.7 未改良珪砂 6 号, $D_r=40\%$, S 波速度試験



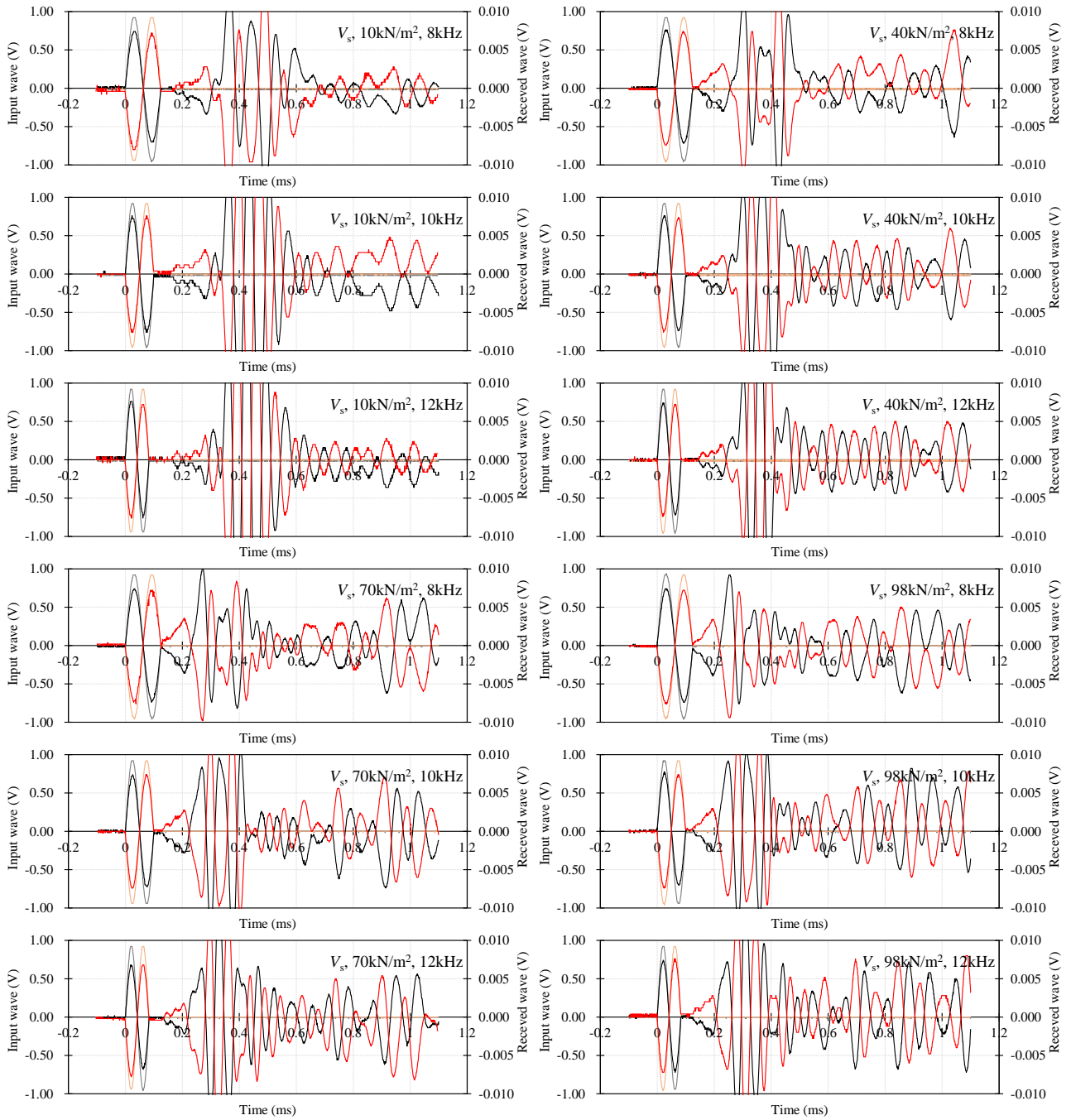
付図-4.8 未改良珪砂 6 号, $D_r=40\%$, P 波速度試験



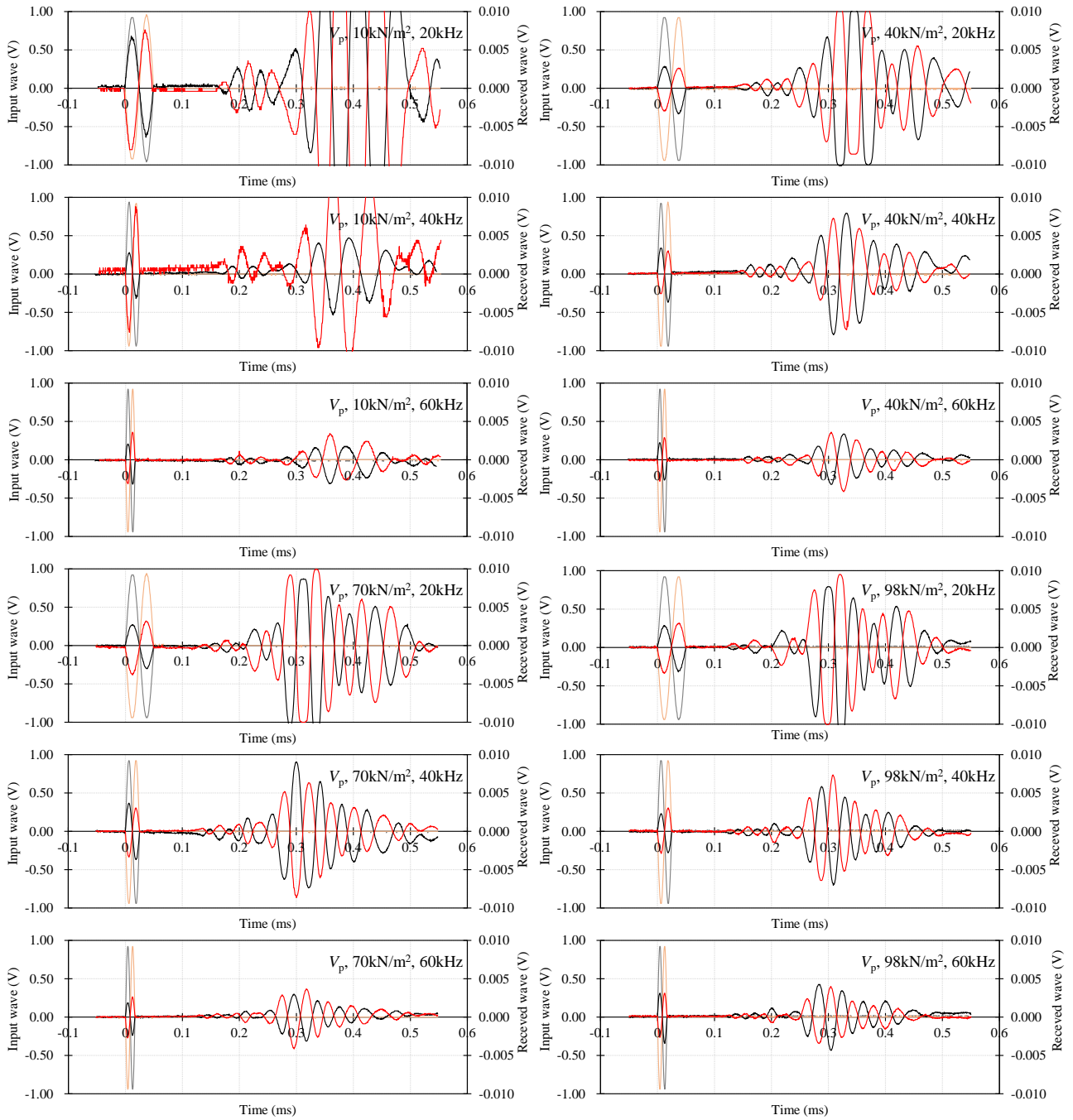
付図-4.9 未改良珪砂 6 号, $D_r=60\%$, S 波速度試験



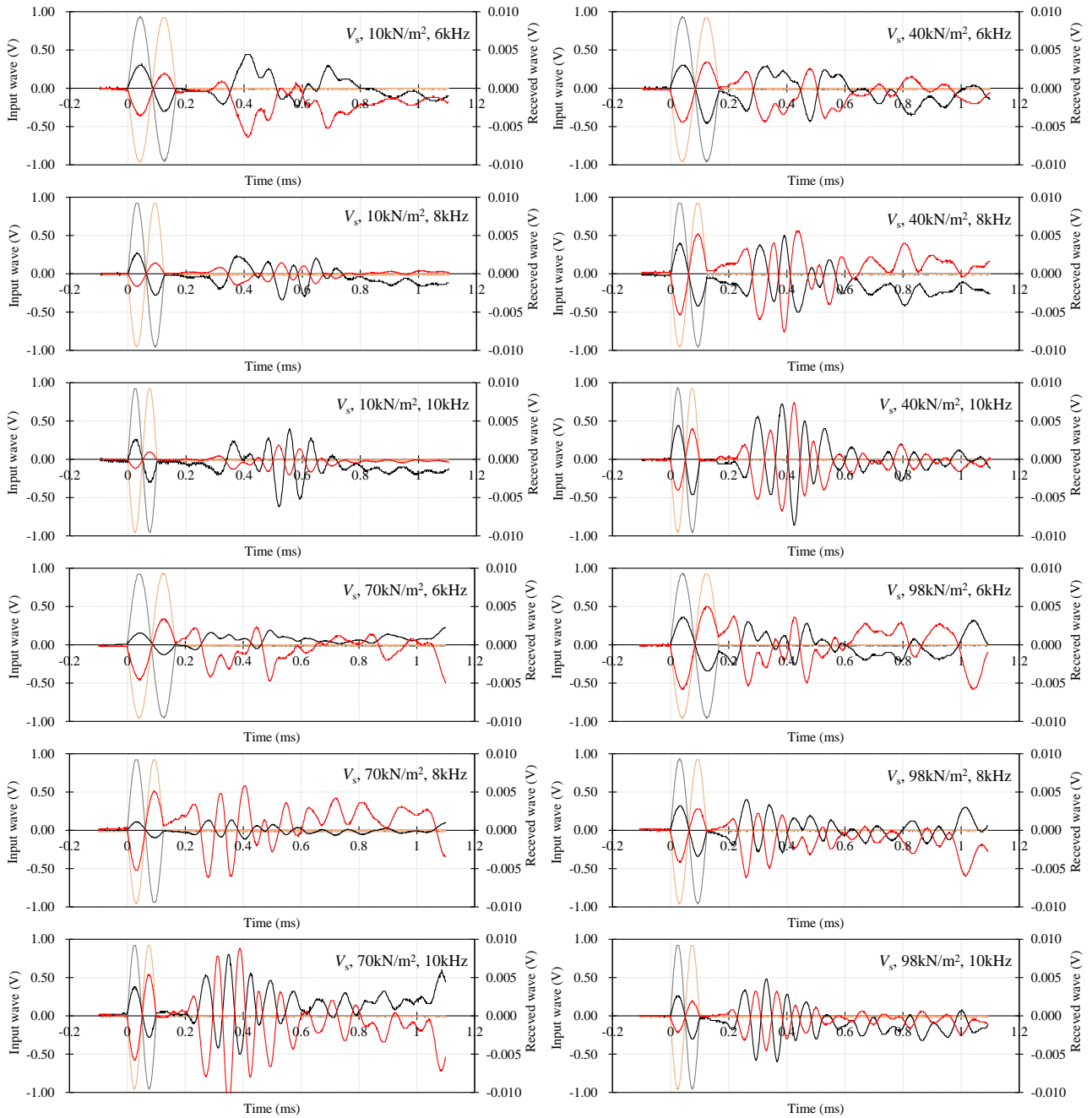
付図-4.10 未改良珪砂 6 号, $D_r=60\%$, P 波速度試験



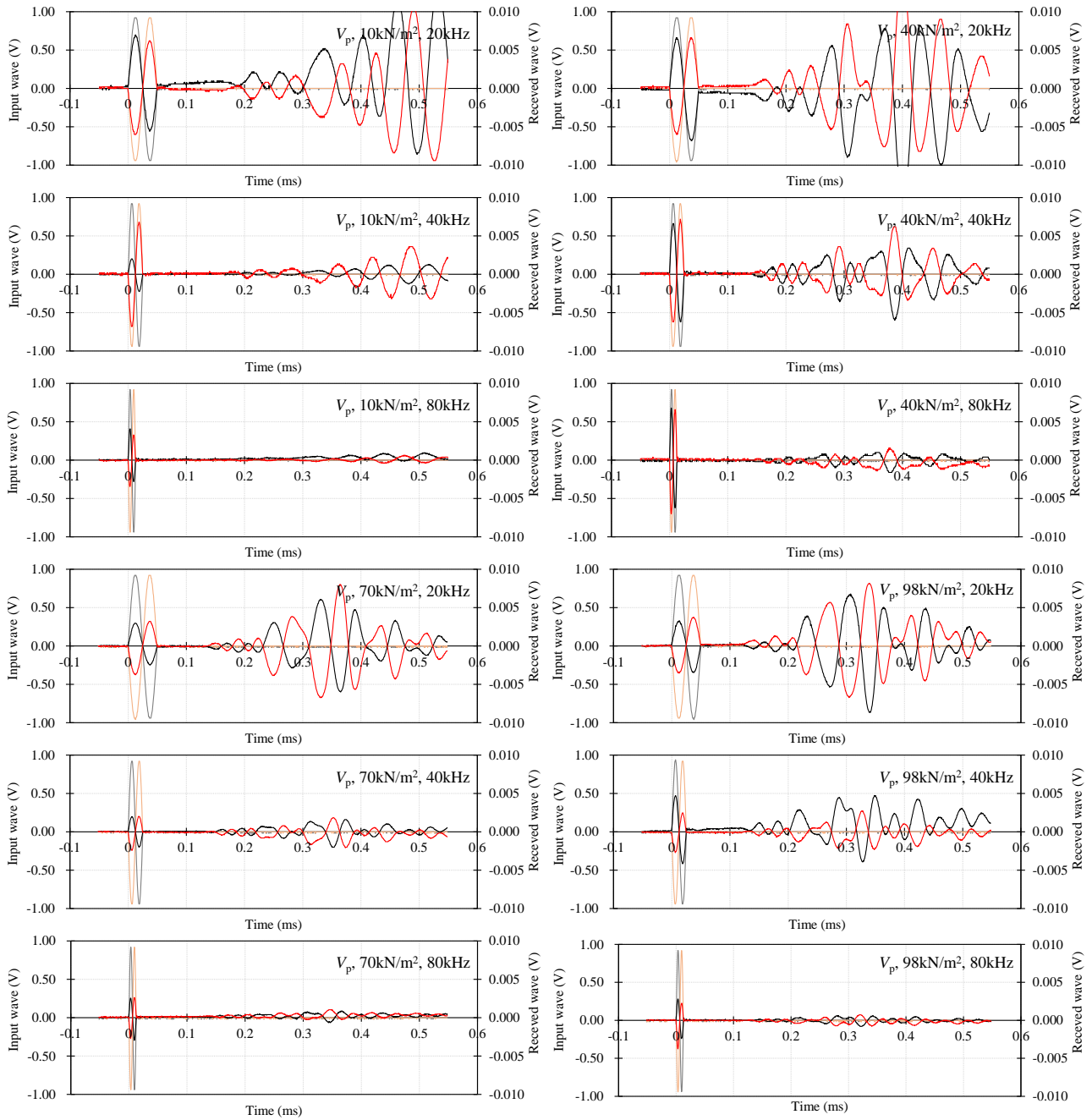
付図-4.11 未改良珪砂 6 号, $D_r=80\%$, S 波速度試験



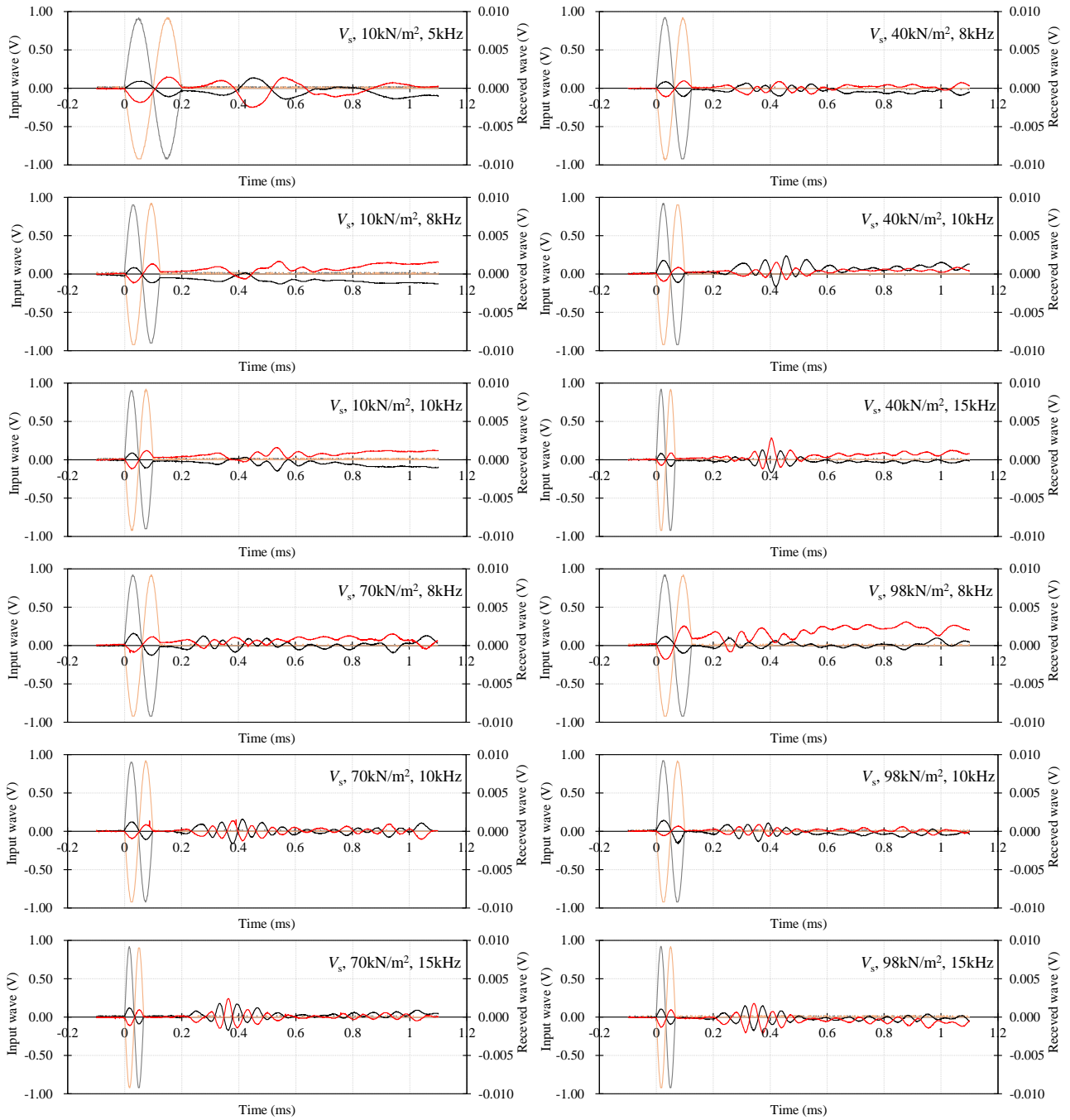
付図-4.12 未改良珪砂 6 号, $D_r=80\%$, P 波速度試験



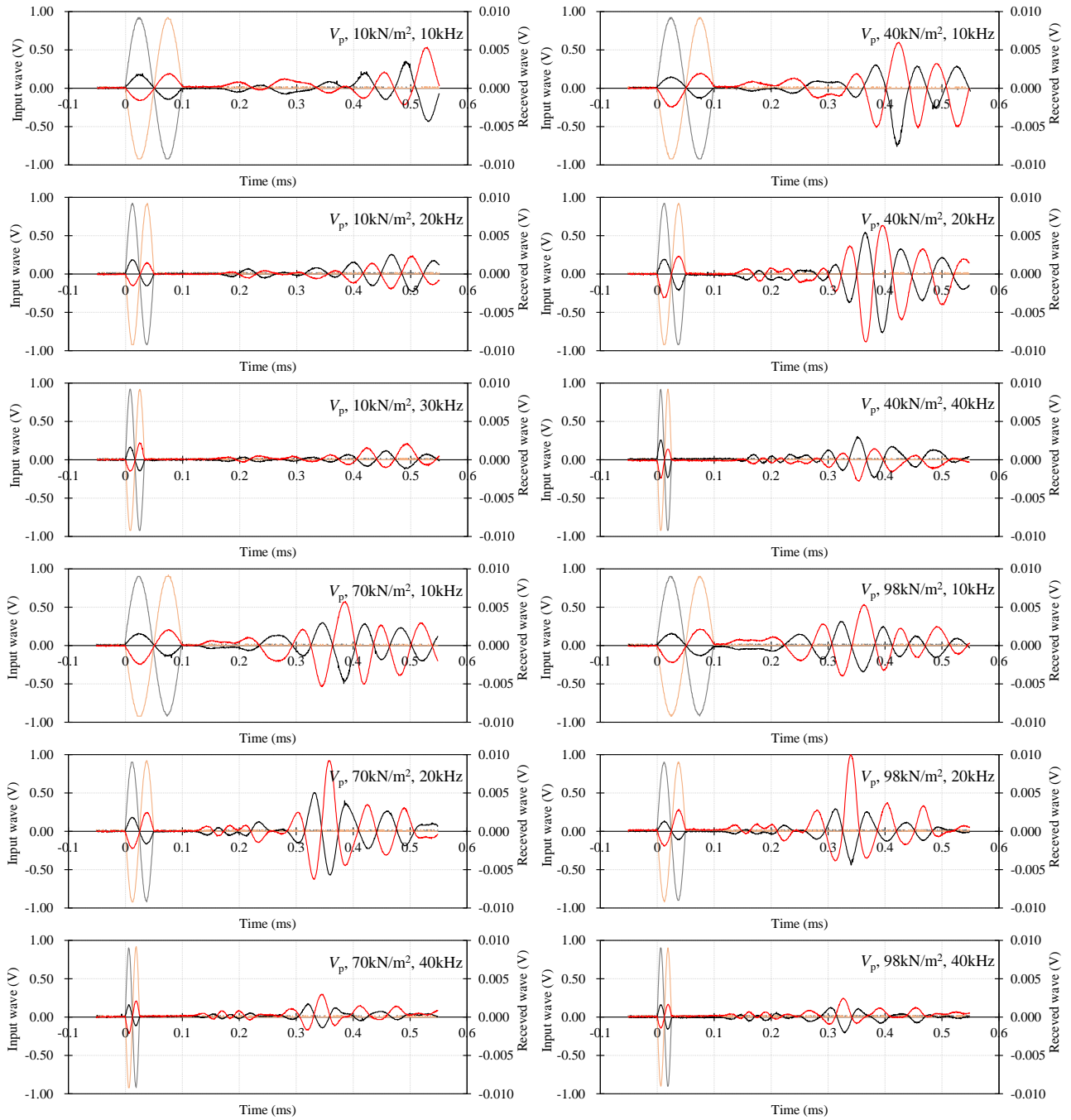
付図-4.13 未改良珪砂 5 号, $D_r=40\%$, S 波速度試験



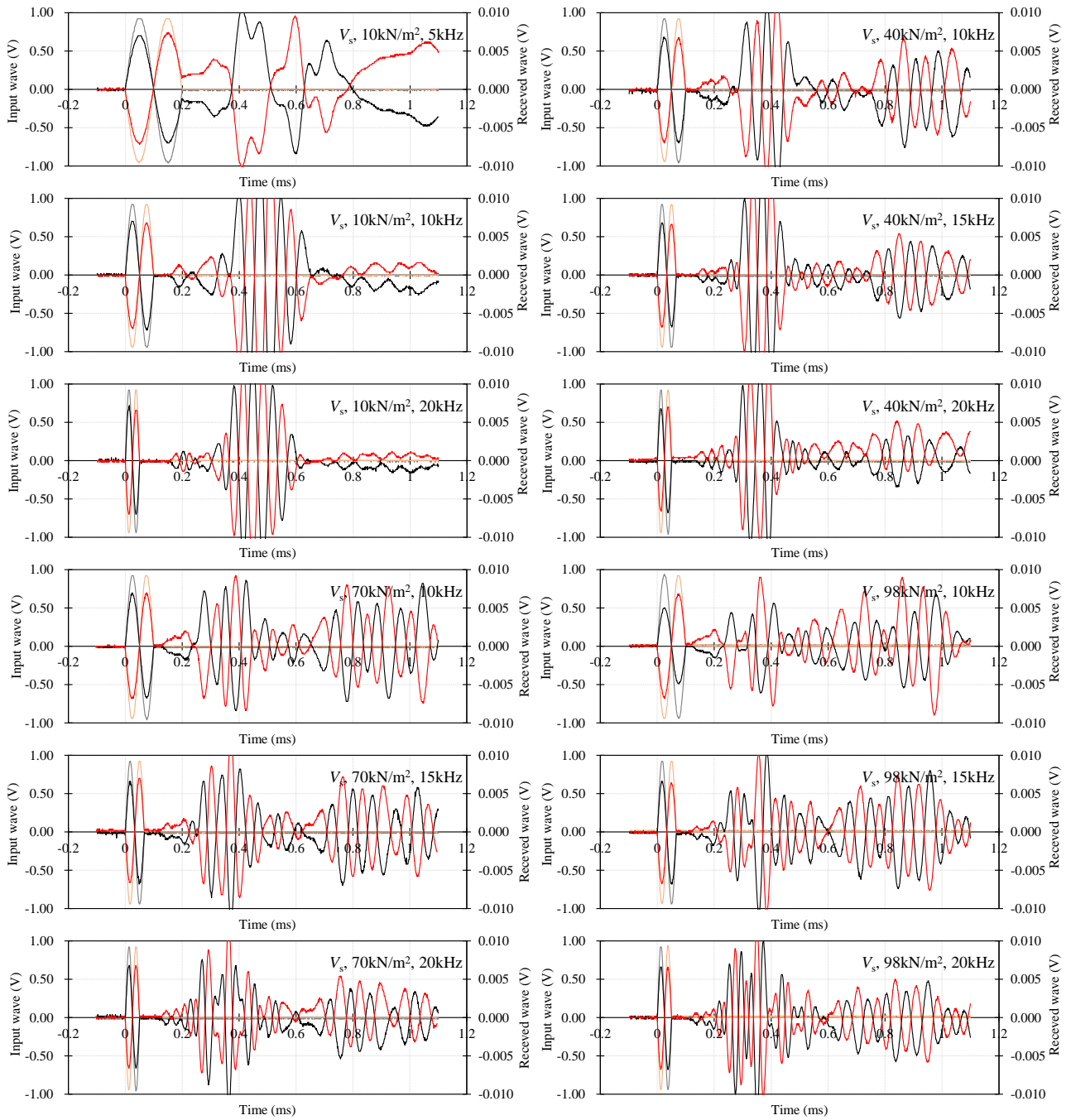
付図-4.14 未改良珪砂 5 号, $D_r=40\%$, P 波速度試験



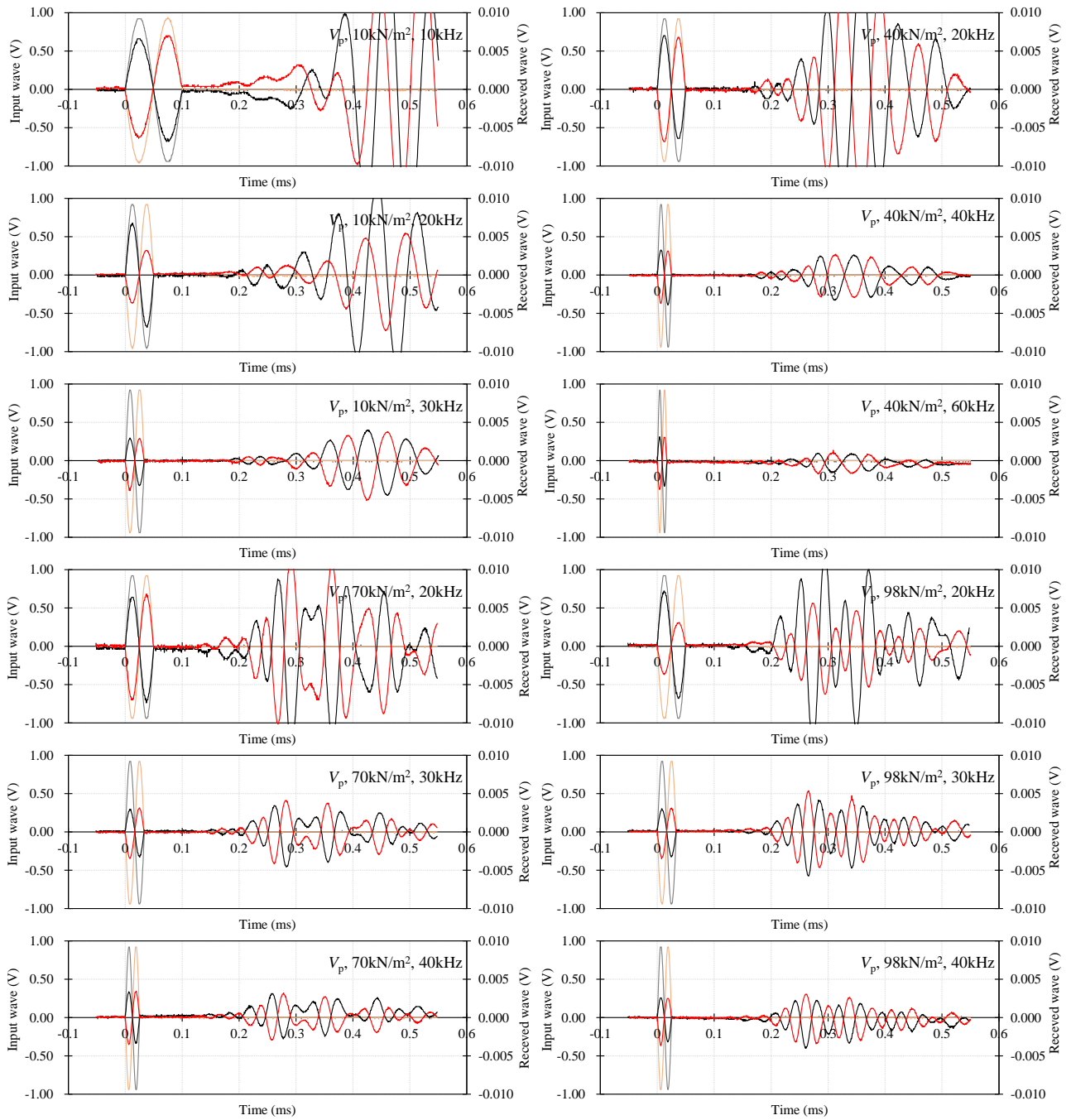
付図-4.15 未改良珪砂 5 号, $D_r=60\%$, S 波速度試験



付図-4.16 未改良珪砂 5 号, $D_r=60\%$, P 波速度試験



付図-4.17 未改良珪砂 5 号, $D_r=80\%$, S 波速度試験



付図-4.18 未改良珪砂 5 号, $D_r=80\%$, P 波速度試験

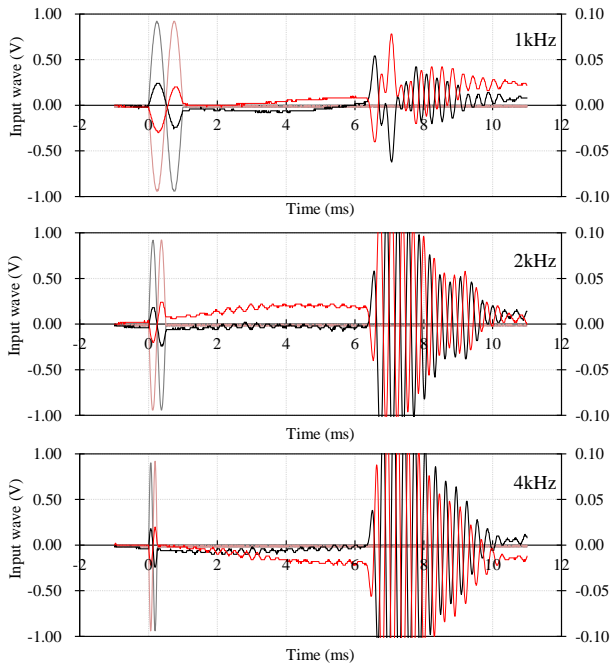
付録-5

ヒドロゲルの弾性波試験と力学試験結果

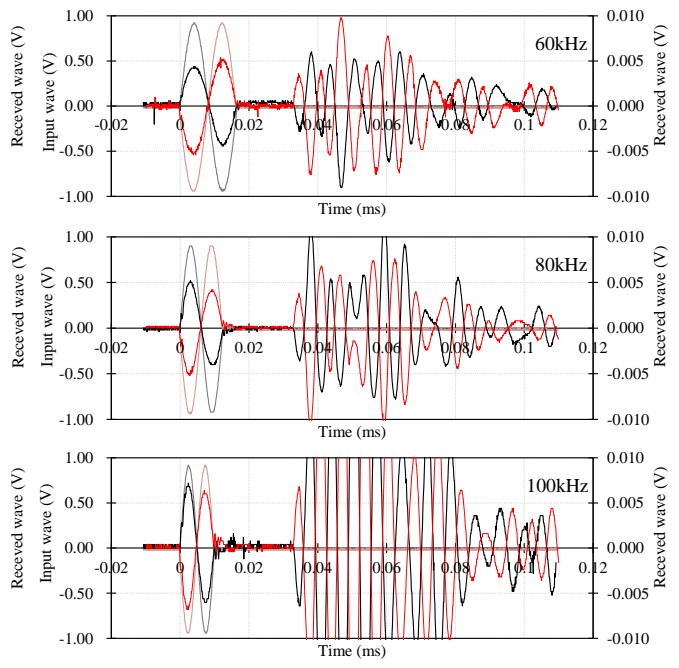
ここでは、ヒドロゲルを対象に実施した弾性波試験と一軸圧縮試験および割裂引張試験の結果を示す。なお、試験に用いたヒドロゲルのシリカ濃度 C_s と試験条件は付表-5.1 に示すとおりである。また、図中に記載の ε_a は軸ひずみ、 q は圧縮応力、 δ_a は軸変位量、 f は引張応力である。

付表-5.1 ヒドロゲルの弾性波試験と力学試験条件

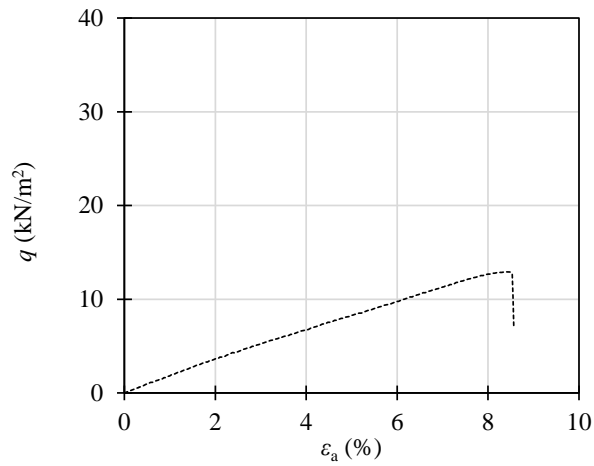
Silica concentration C_s	Curing day	Frequency	
		S wave	P wave
6 %	1, 3, 7, 14, 28, 80, 180, 300	1 ~ 4 kHz	60 ~ 100 kHz
9 %	1, 3, 7, 14, 28, 80, 180, 300	1 ~ 4 kHz	60 ~ 100 kHz
12 %	1, 3, 7, 14, 28, 80, 180, 300	1 ~ 6 kHz	60 ~ 100 kHz



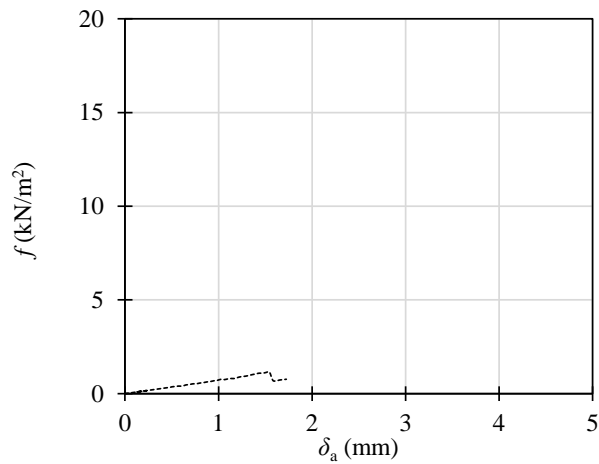
(1) S波試験



(2) P波試験

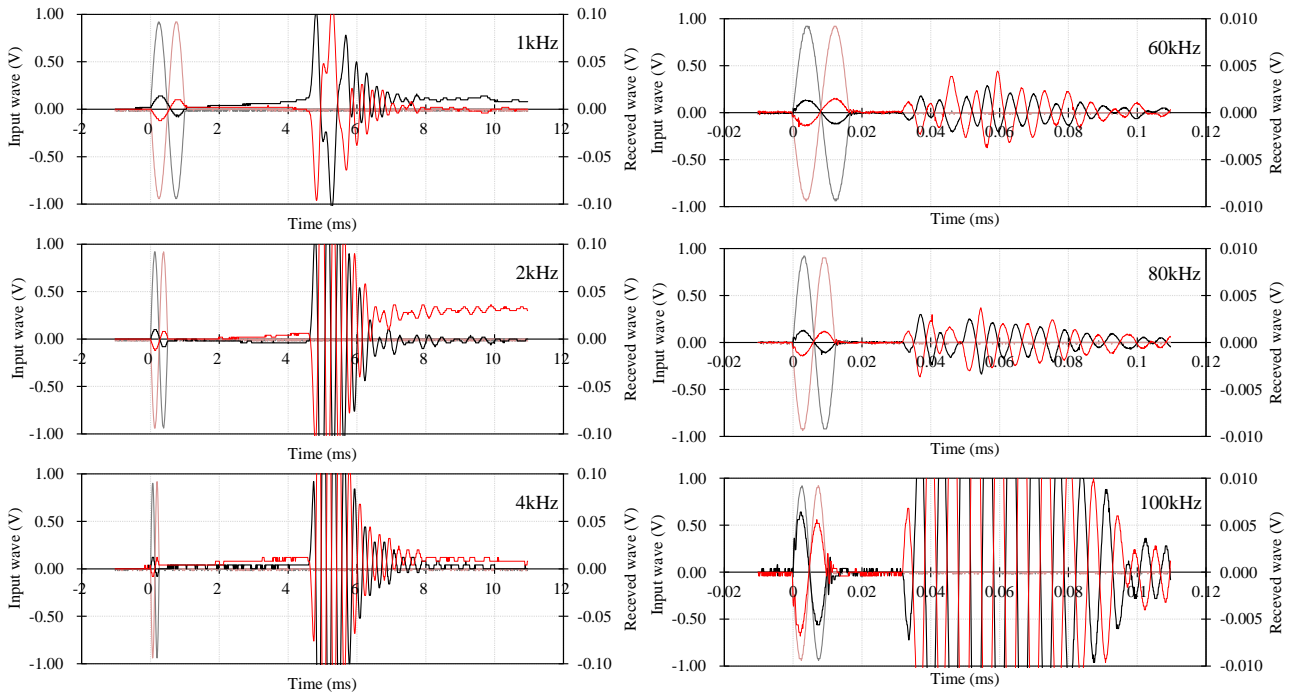


(3) 一軸圧縮試験



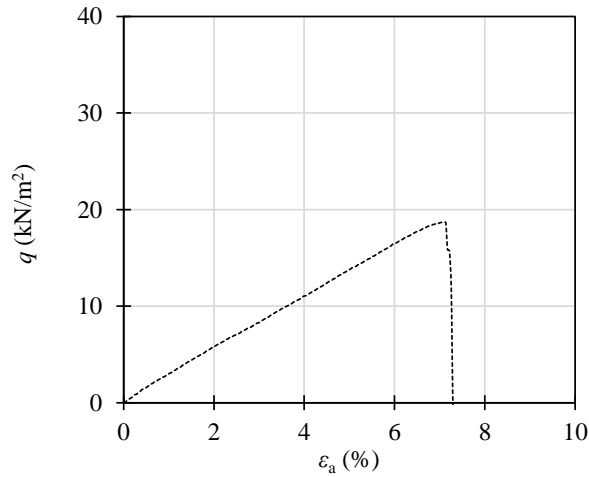
(4) 割裂引張試験

付図-5.1 $C_s=6\%$, 材令 1 日

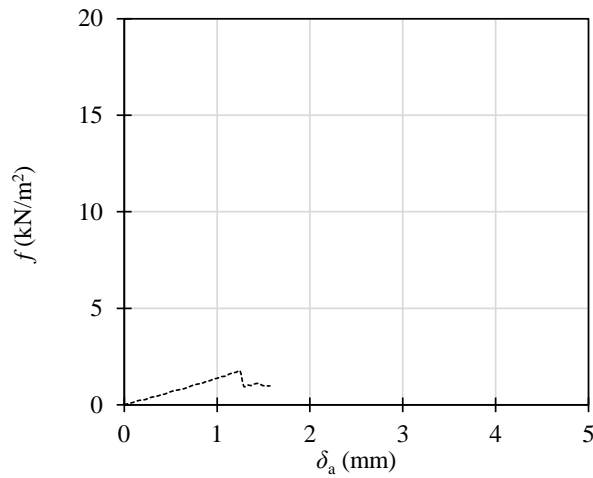


(1) S 波試験

(2) P 波試験

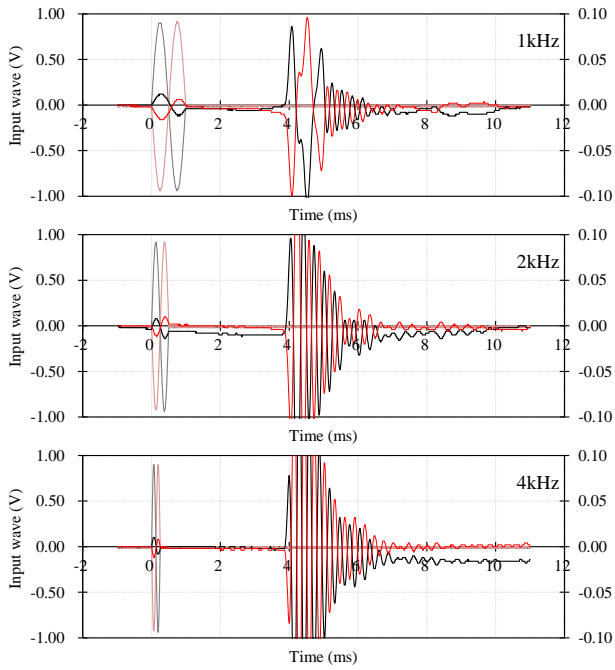


(3) 一軸圧縮試験

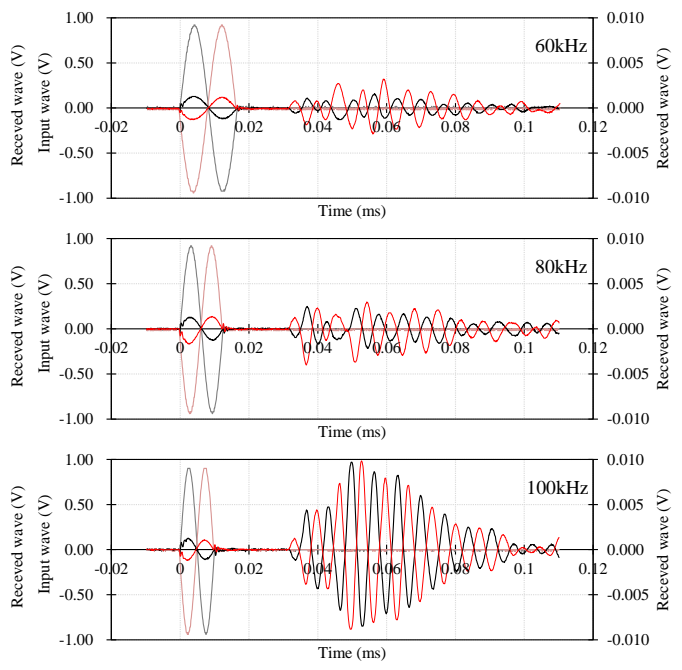


(4) 割裂引張試験

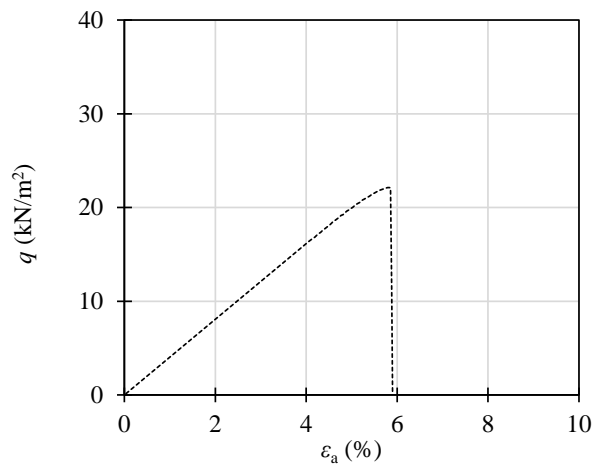
付図-5.2 $C_s=6\%$, 材令 3 日



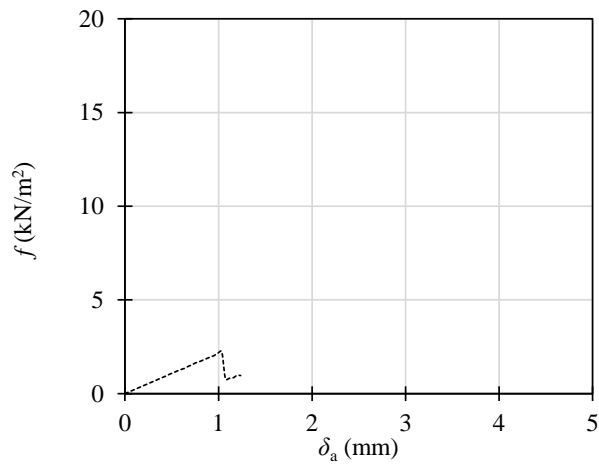
(1) S波試験



(2) P波試験

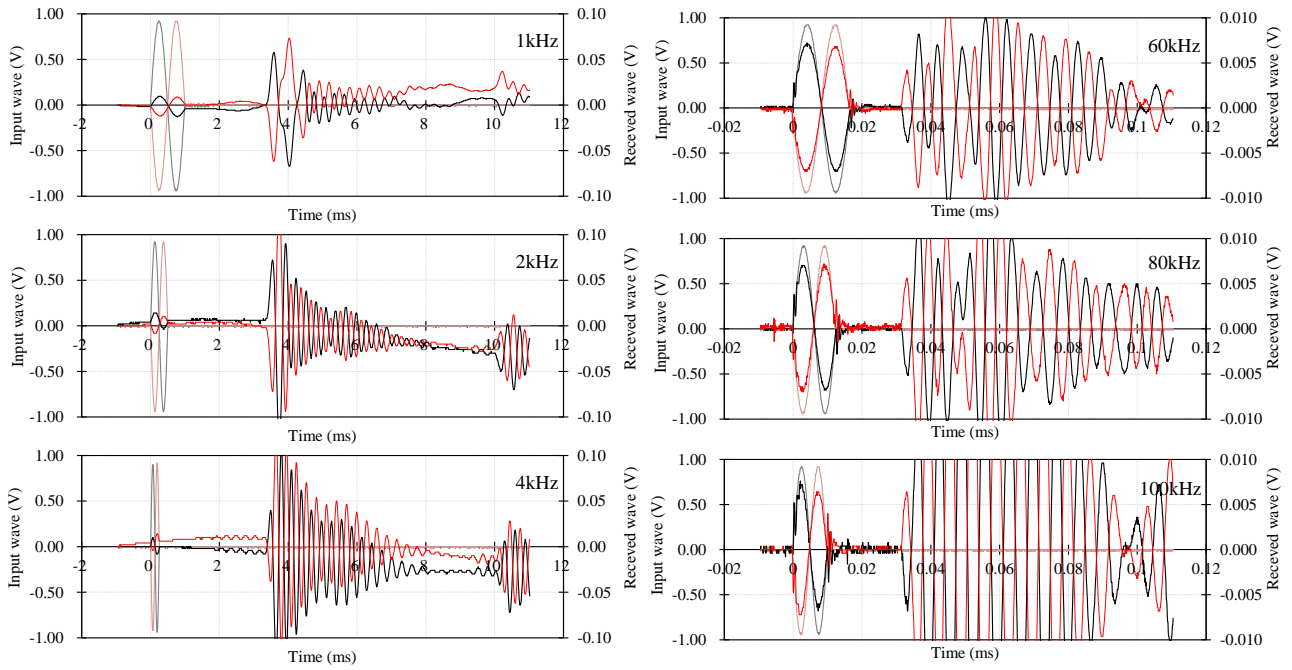


(3) 一軸圧縮試験



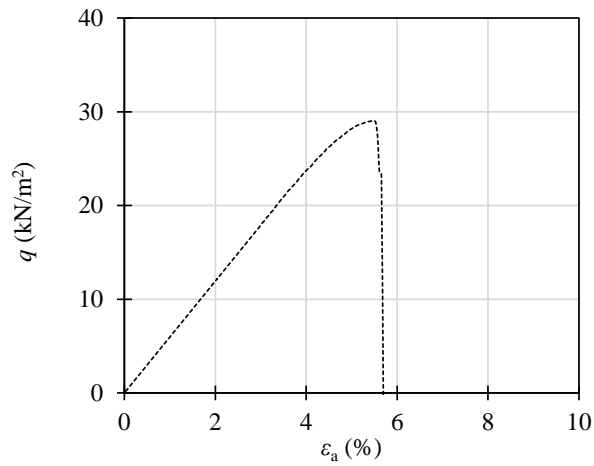
(4) 割裂引張試験

付図-5.3 $C_s=6\%$, 材令 7 日

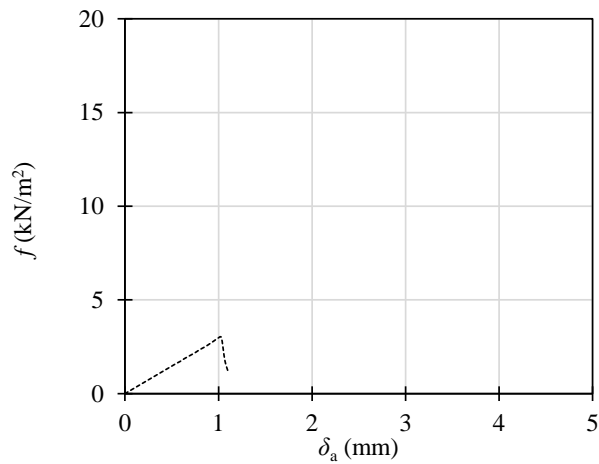


(1) S波試験

(2) P波試験

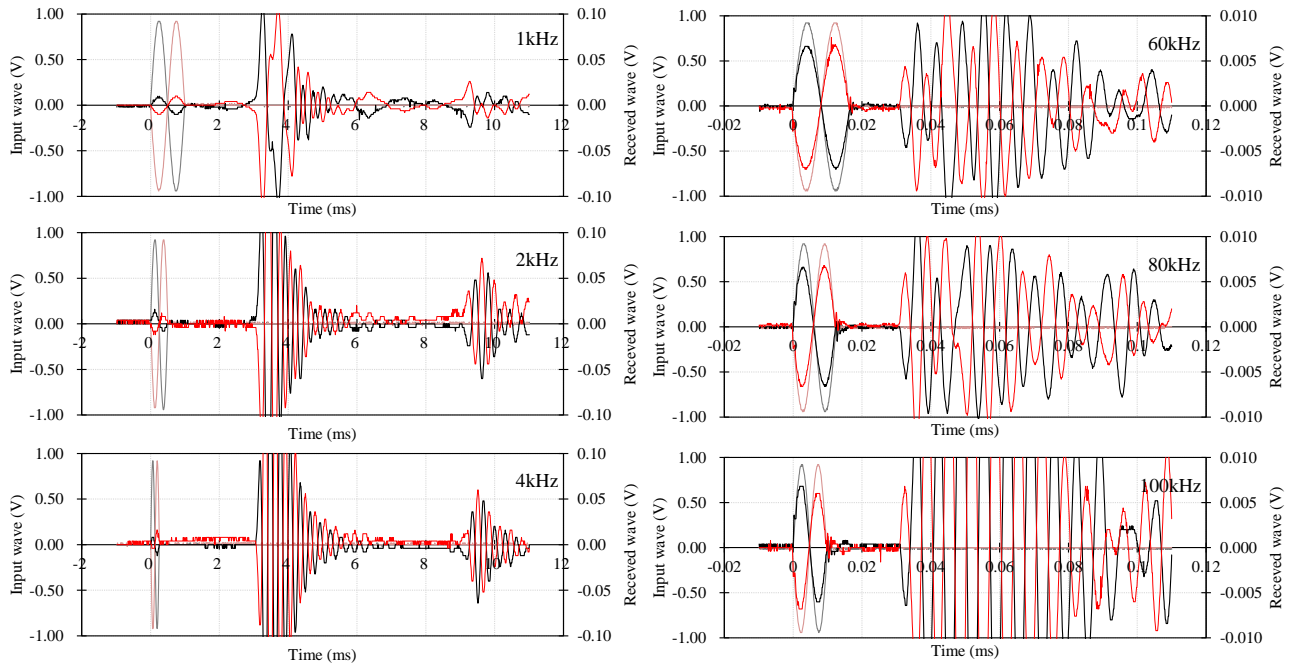


(3) 一軸圧縮試験



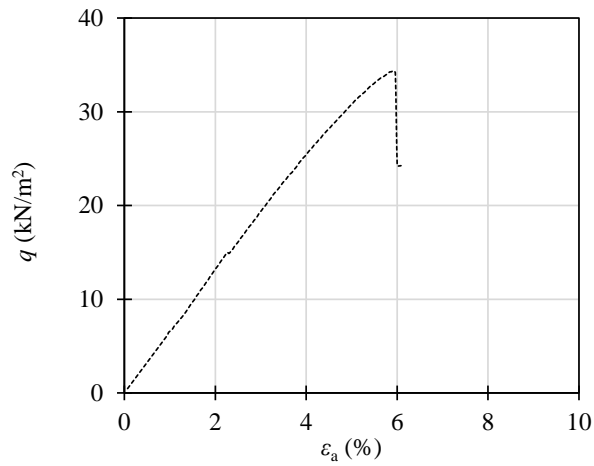
(4) 割裂引張試験

付図-5.4 $C_s=6\%$, 材令 14 日

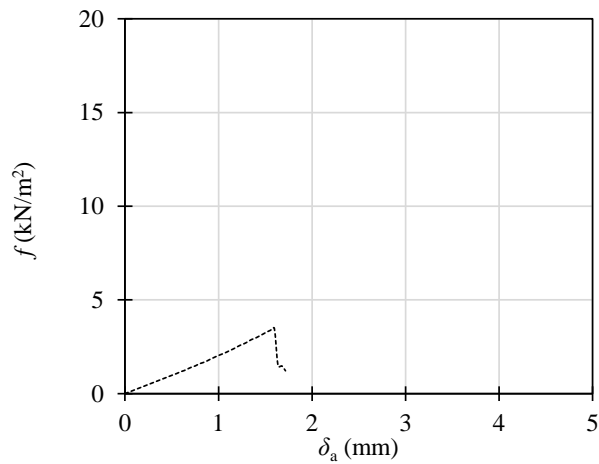


(1) S波試験

(2) P波試験

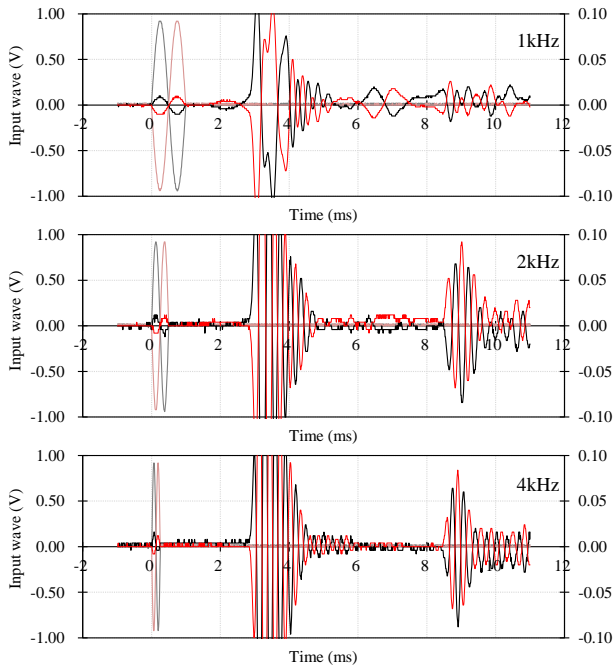


(3) 一軸圧縮試験

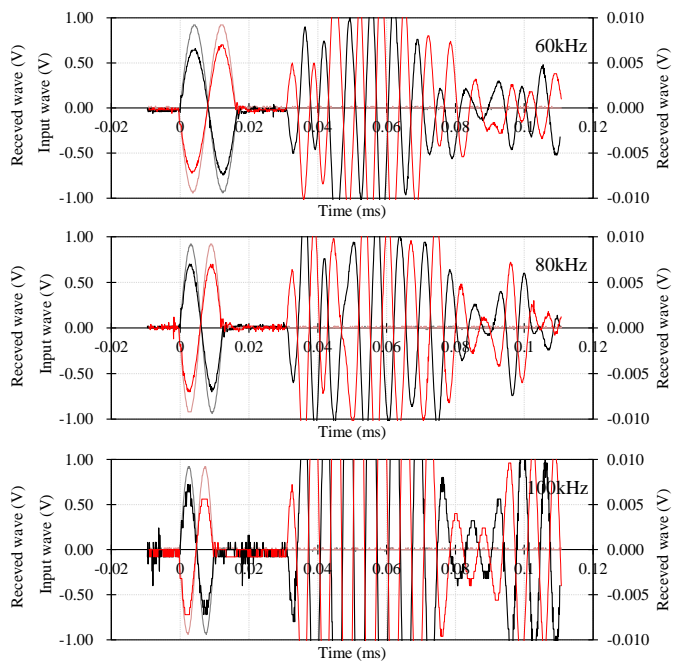


(4) 割裂引張試験

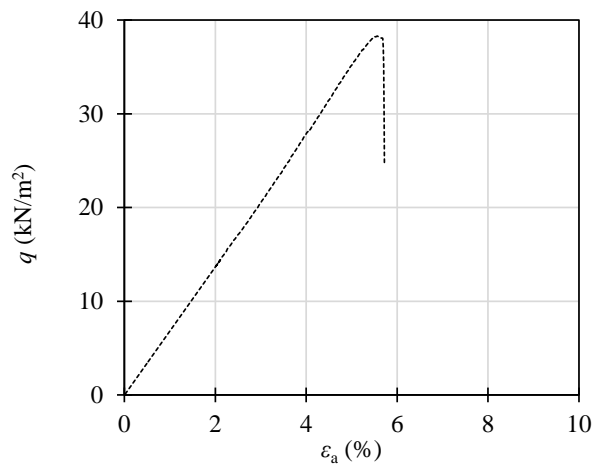
付図-5.5 $C_s=6\%$, 材令 28 日



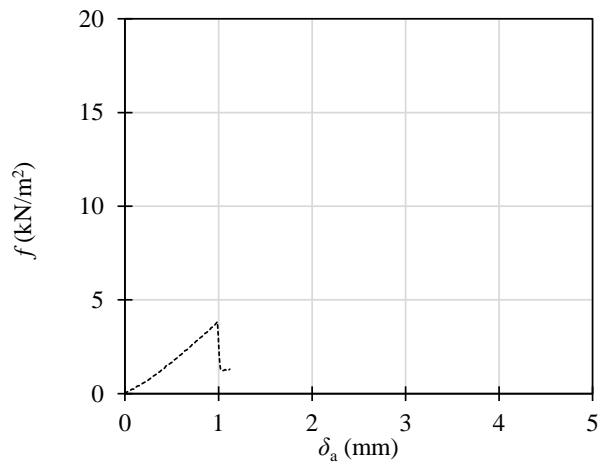
(1) S 波試験



(2) P 波試験

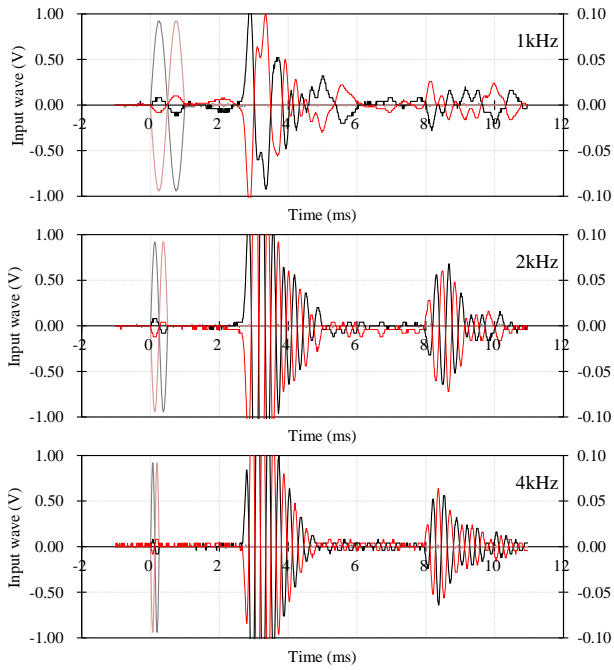


(3) 一軸圧縮試験

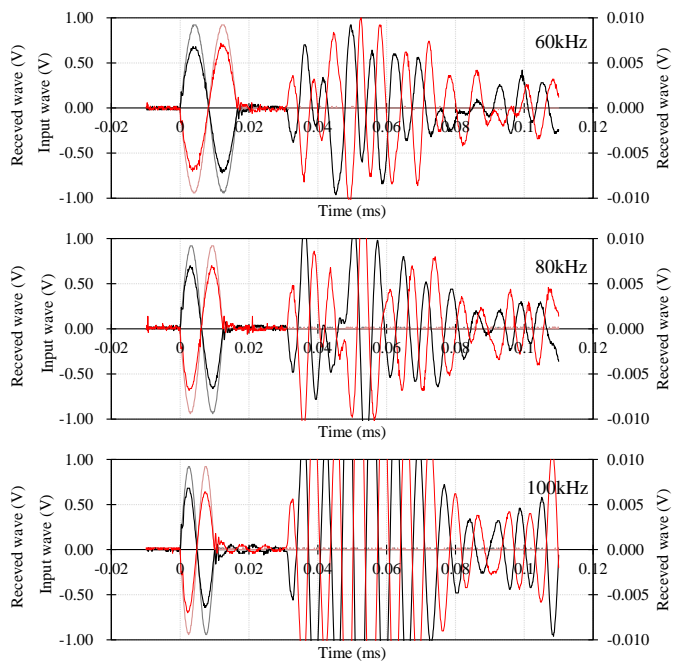


(4) 割裂引張試験

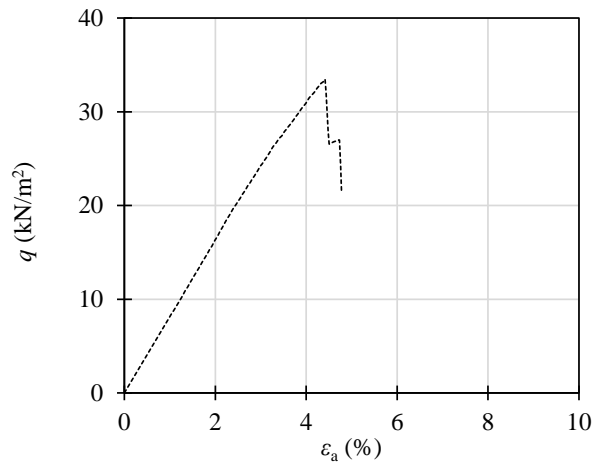
付図-5.6 $C_s=6\%$, 材令 80 日



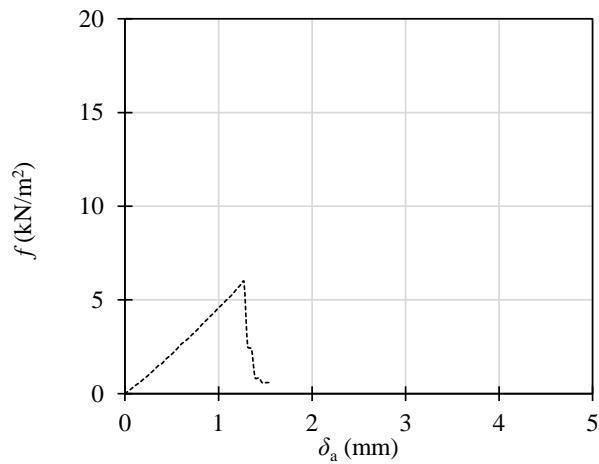
(1) S 波試験



(2) P 波試験

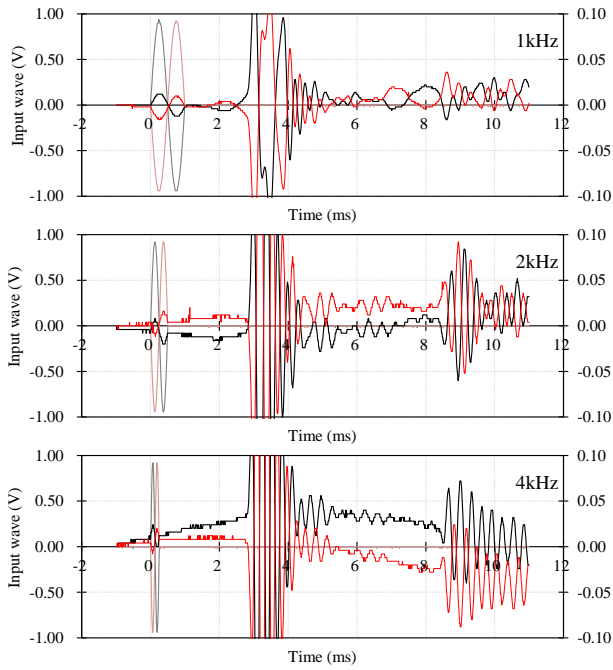


(3) 一軸圧縮試験

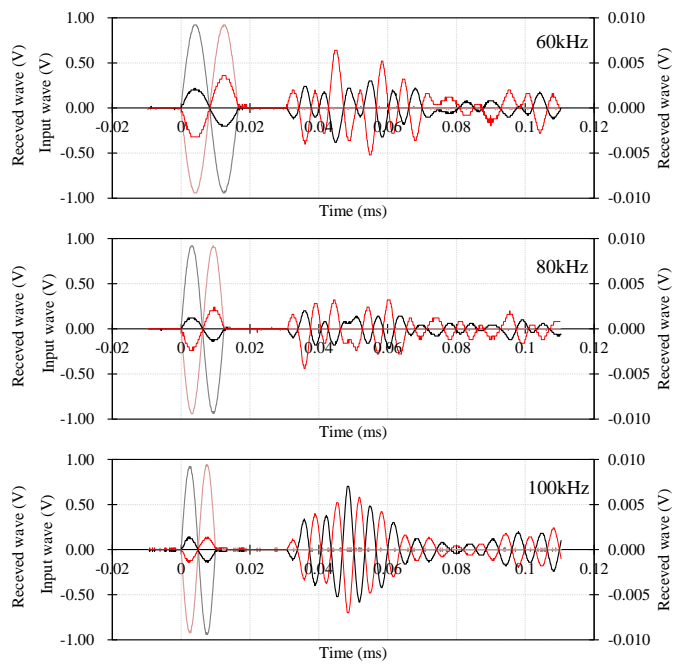


(4) 割裂引張試験

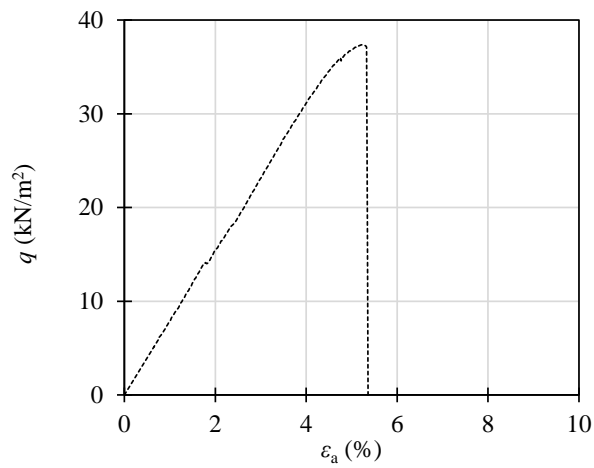
付図-5.7 $C_s=6\%$, 材令 180 日



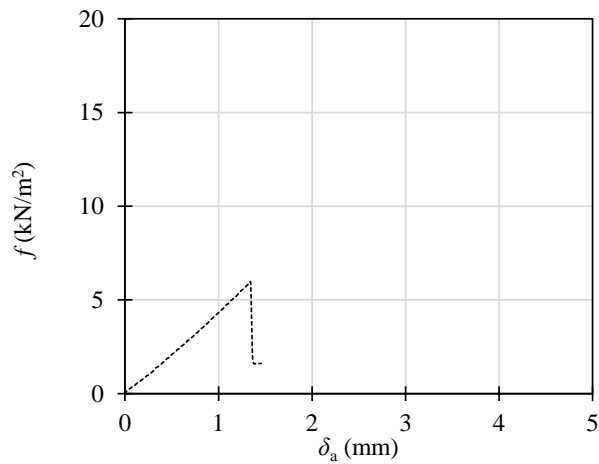
(1) S波試験



(2) P波試験

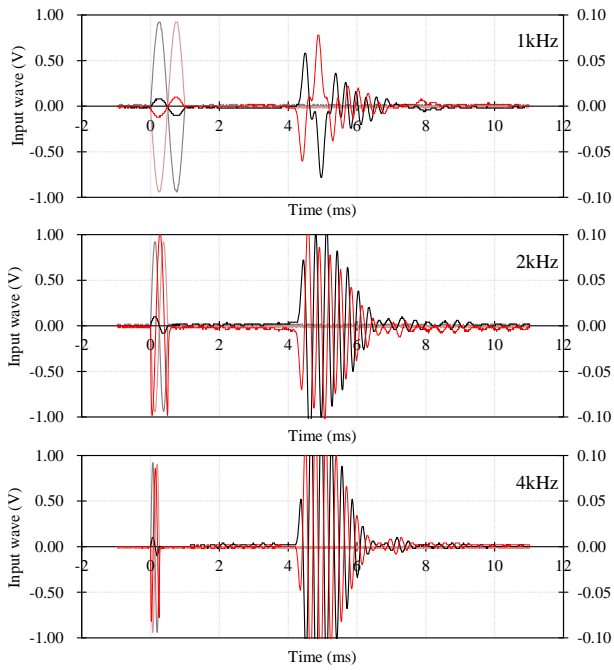


(3) 一軸圧縮試験

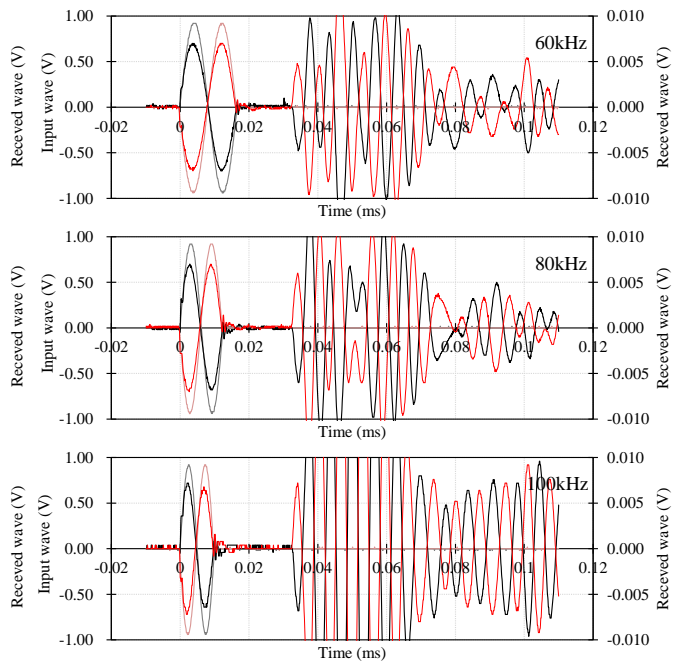


(4) 割裂引張試験

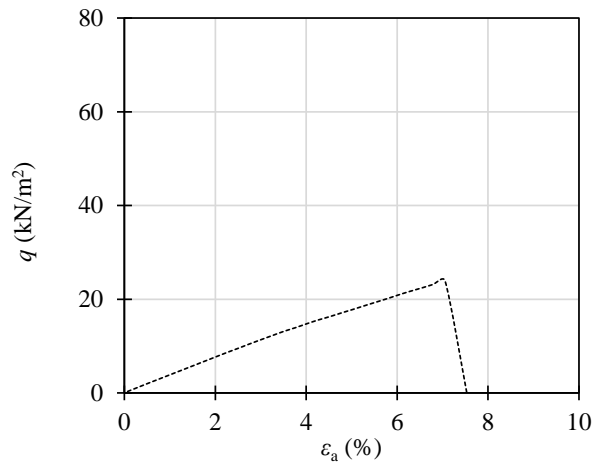
付図-5.8 $C_s=6\%$, 材令 300 日



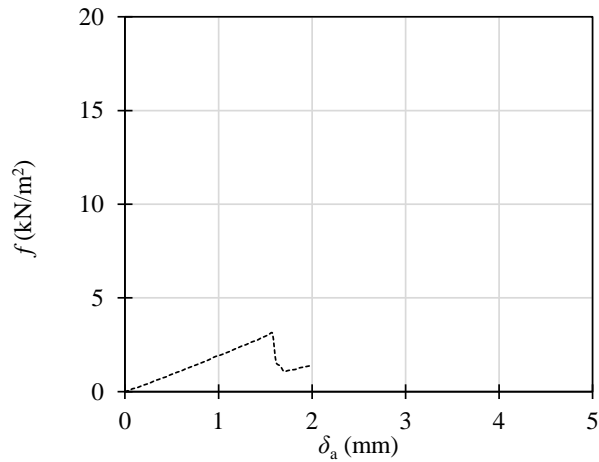
(1) S波試験



(2) P波試験

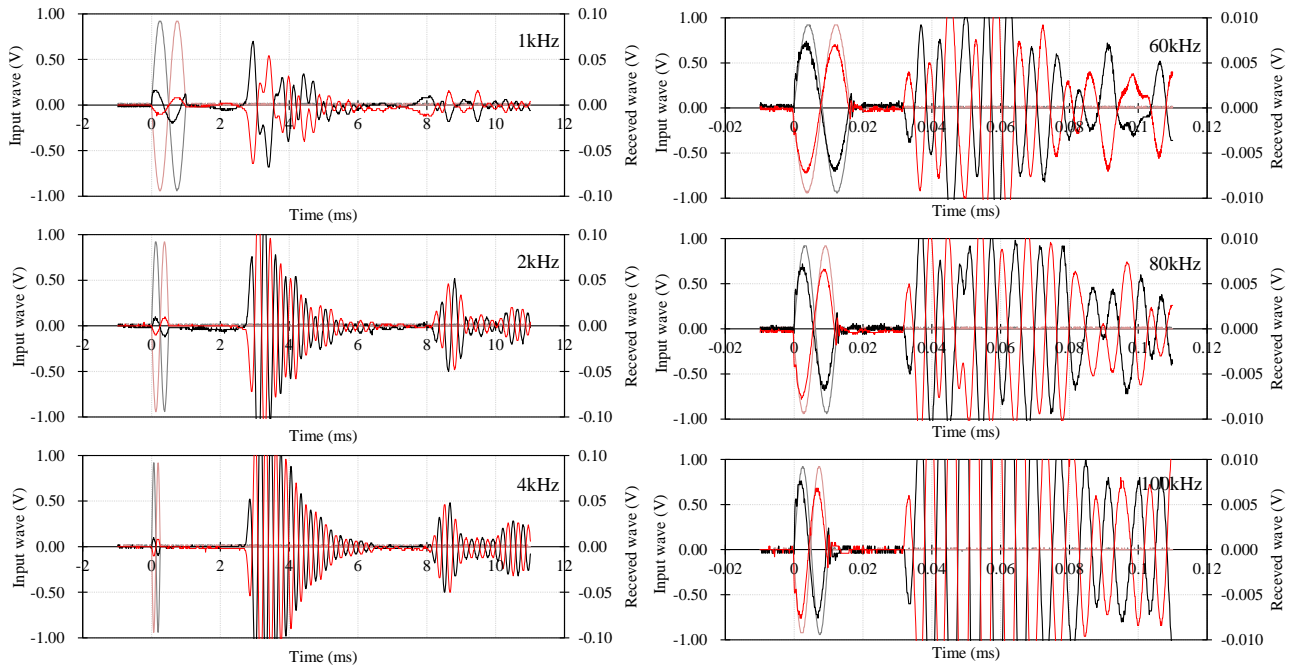


(3) 一軸圧縮試験



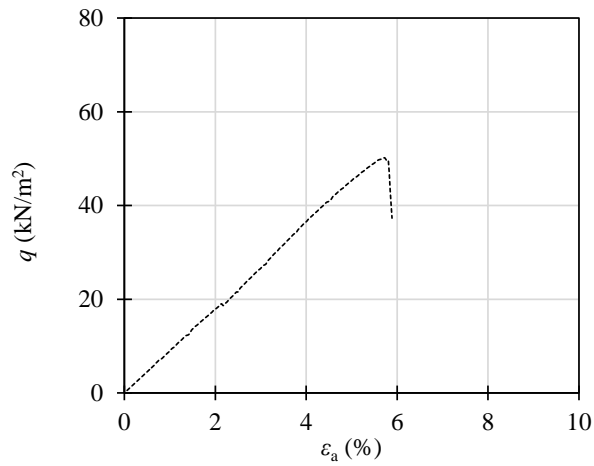
(4) 割裂引張試験

付図-5.9 $C_s=9\%$, 材令 1 日

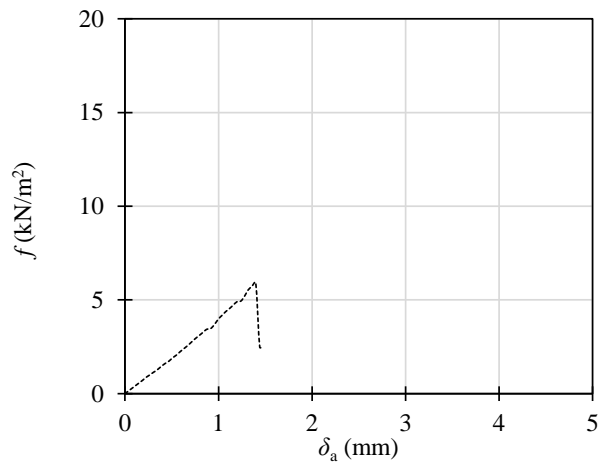


(1) S波試験

(2) P波試験

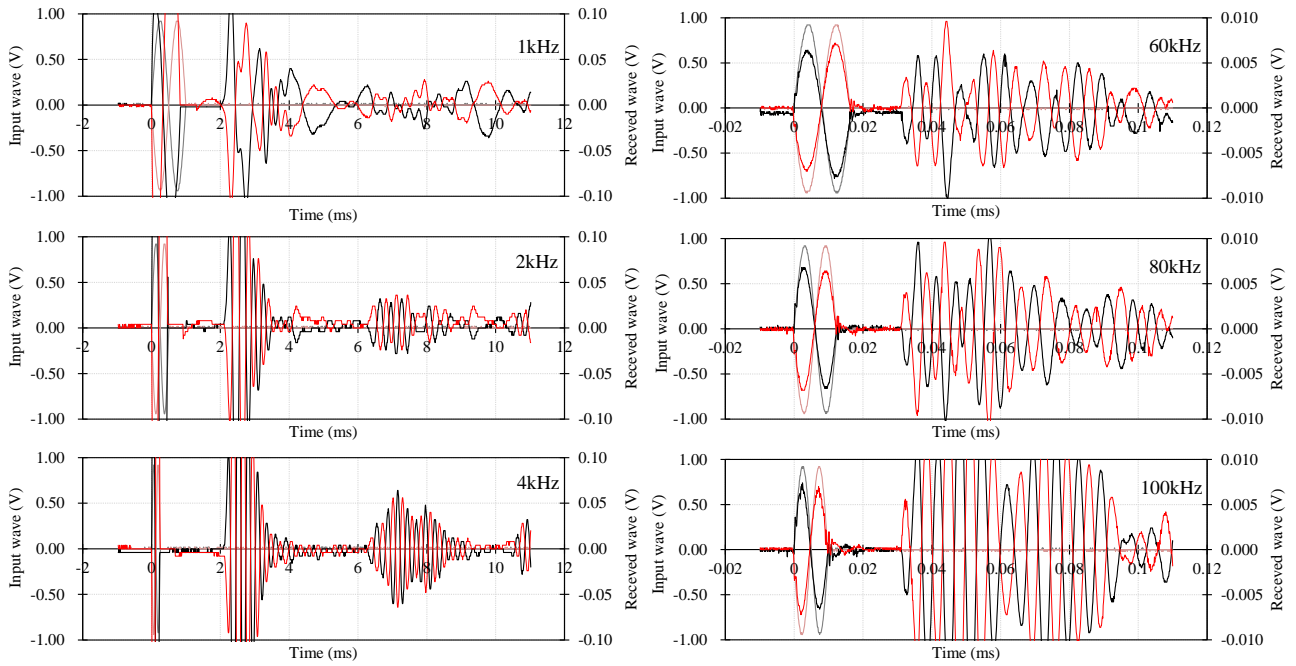


(3) 一軸圧縮試験



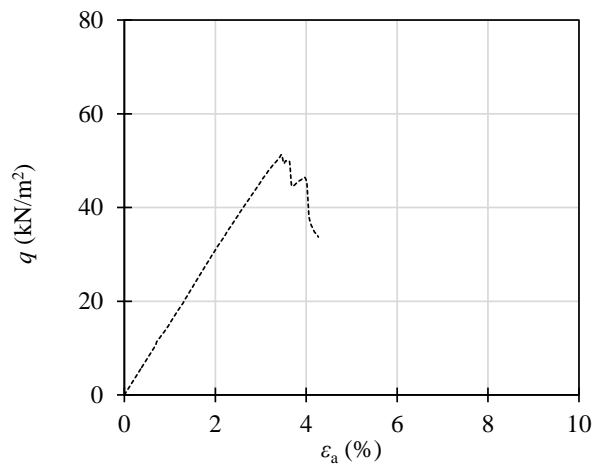
(4) 割裂引張試験

付図-5.10 $C_s=9\%$, 材令3日

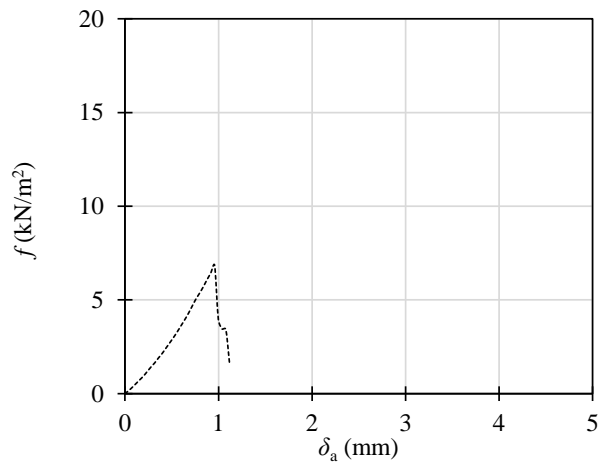


(1) S波試験

(2) P波試験

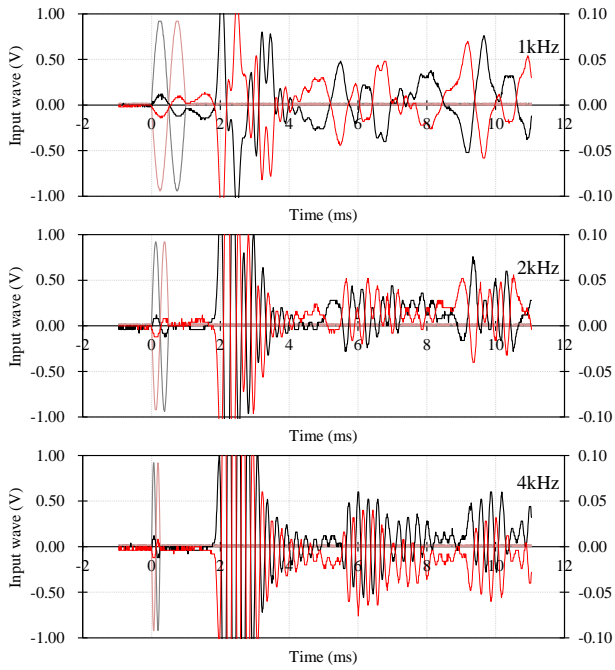


(3) 一軸圧縮試験

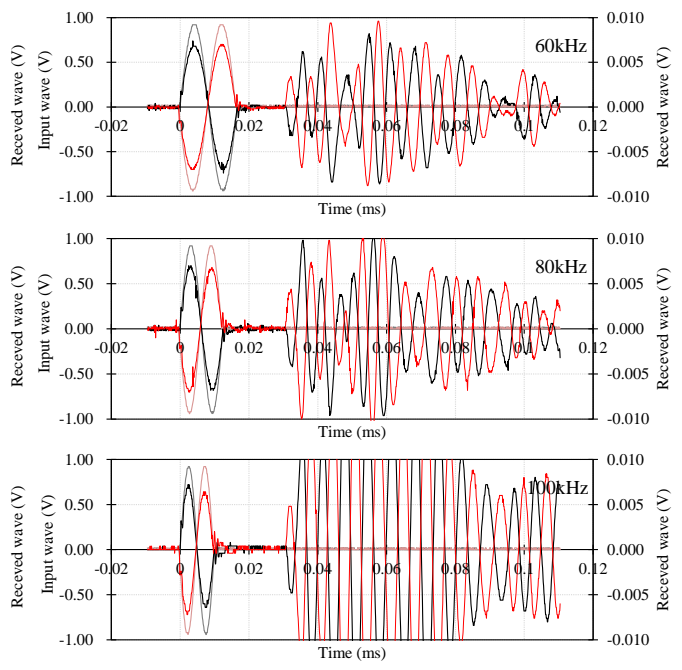


(4) 割裂引張試験

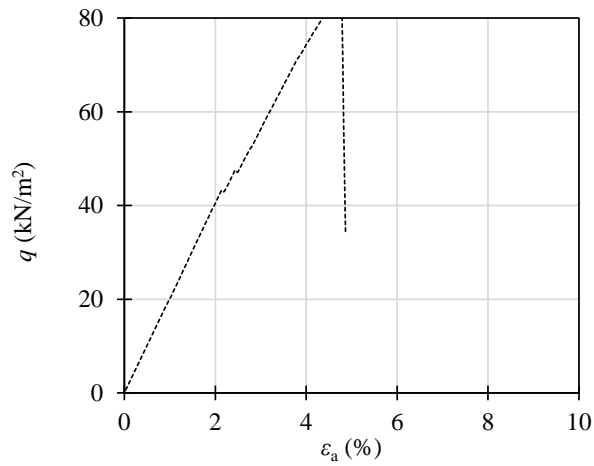
付図-5.11 $C_s=9\%$, 材令 7 日



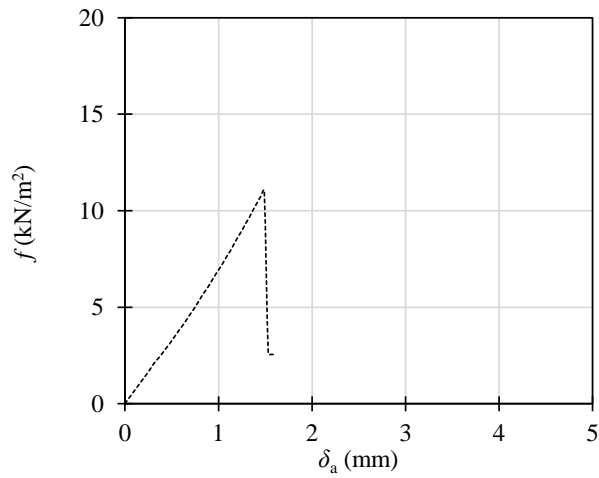
(1) S 波試験



(2) P 波試験

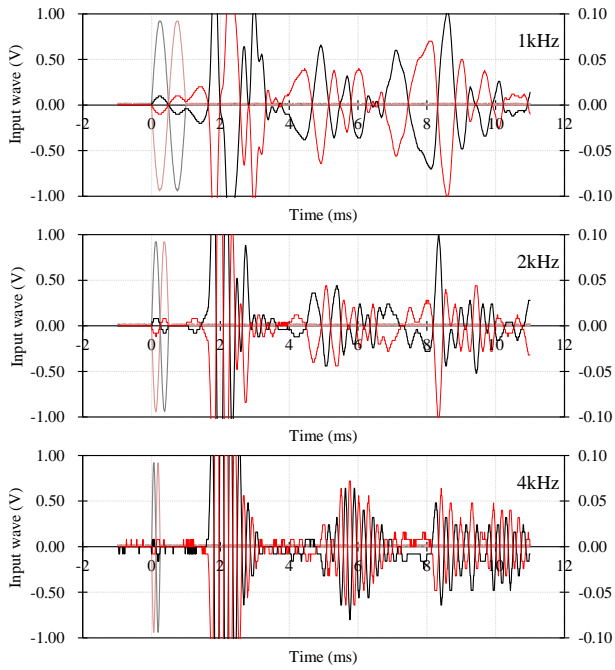


(3) 一軸圧縮試験

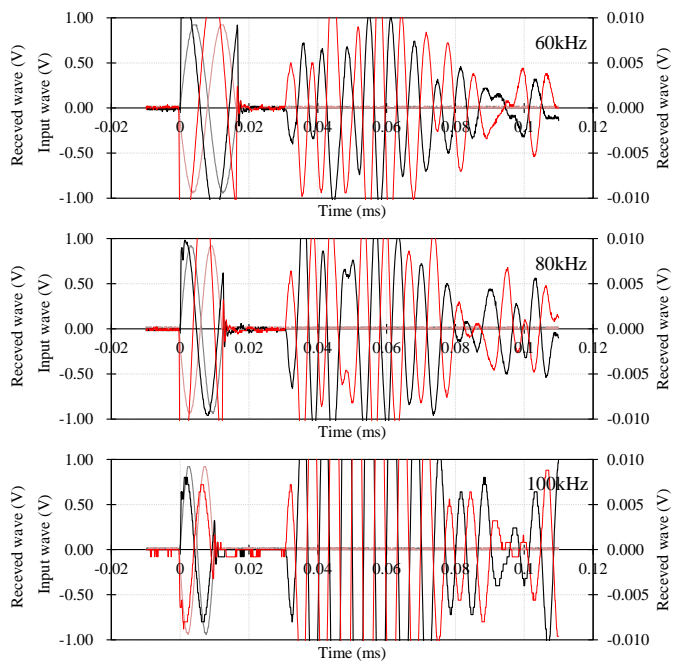


(4) 割裂引張試験

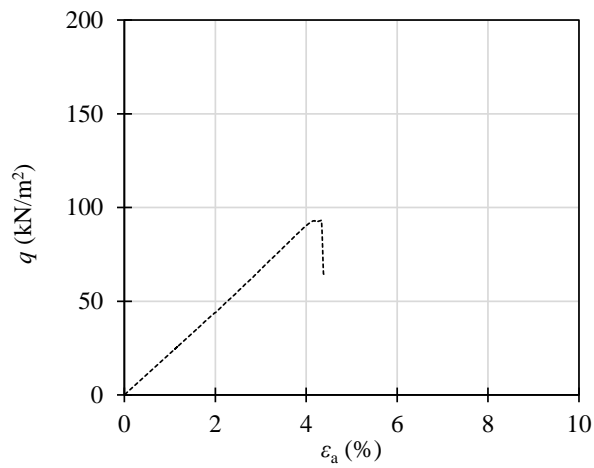
付図-5.12 $C_s=9\%$, 材令 14 日



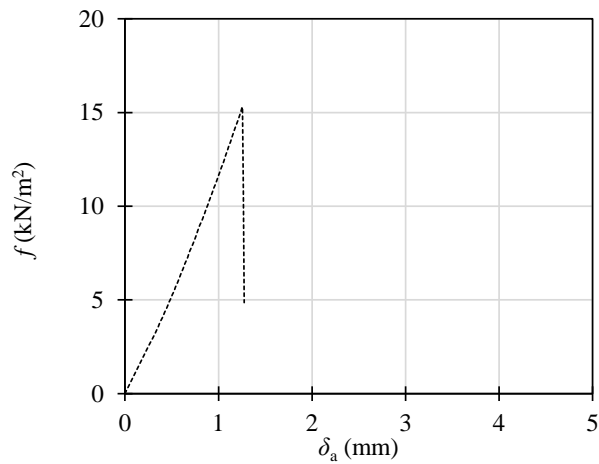
(1) S 波試験



(2) P 波試験

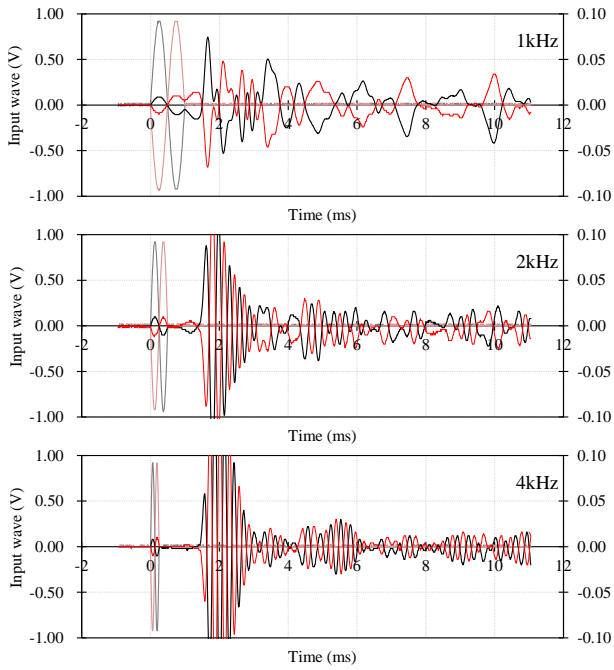


(3) 一軸圧縮試験

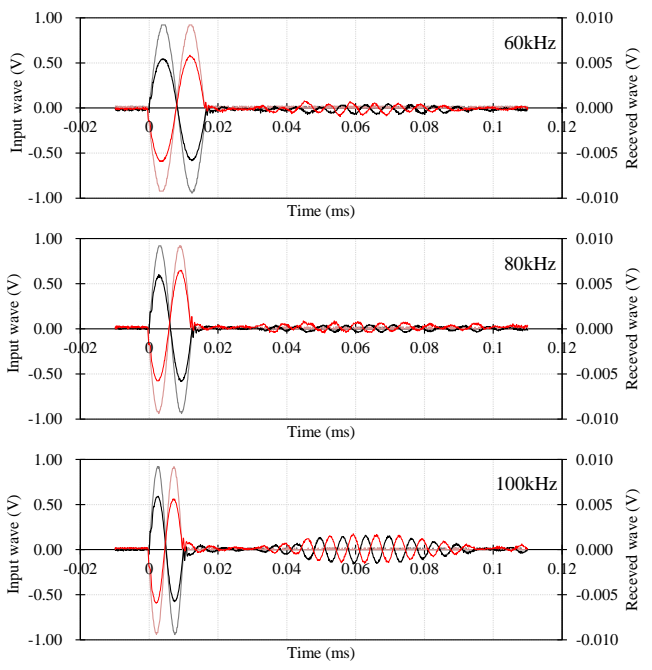


(4) 割裂引張試験

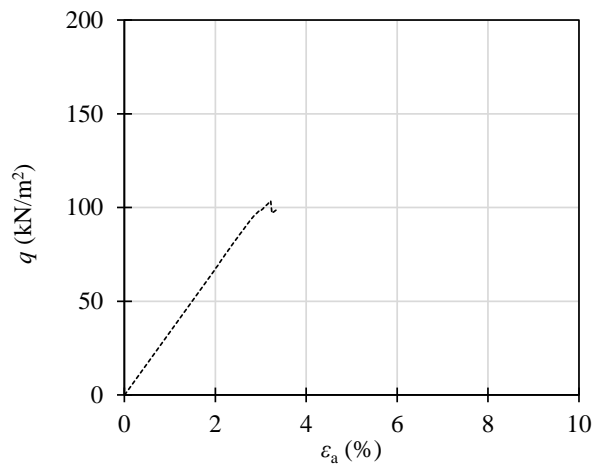
付図-5.13 $C_s=9\%$, 材令 28 日



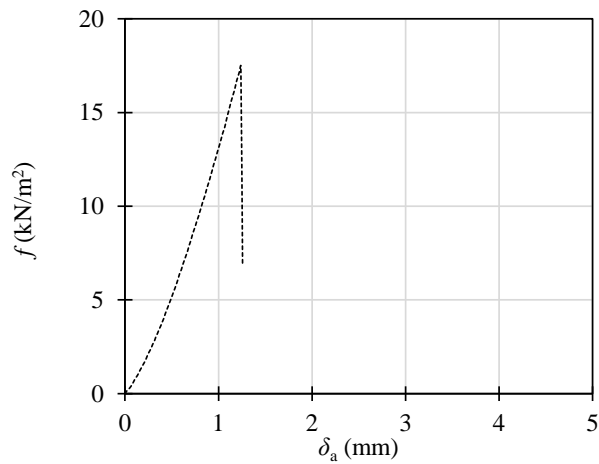
(1) S 波試験



(2) P 波試験

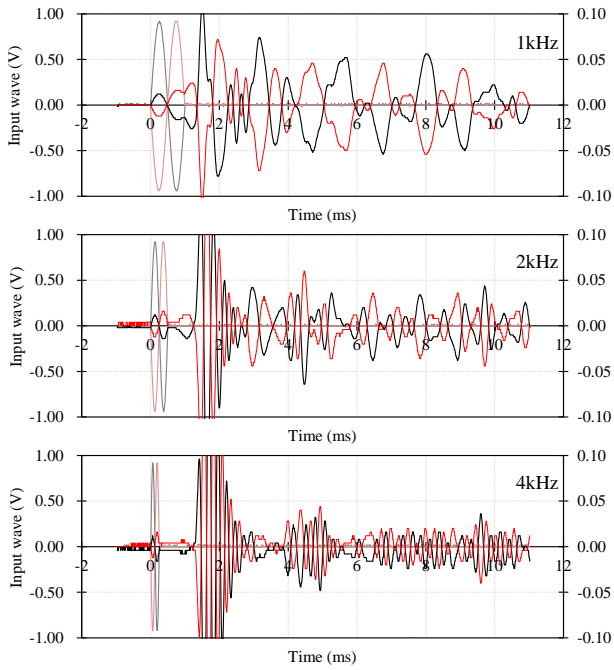


(3) 一軸圧縮試験

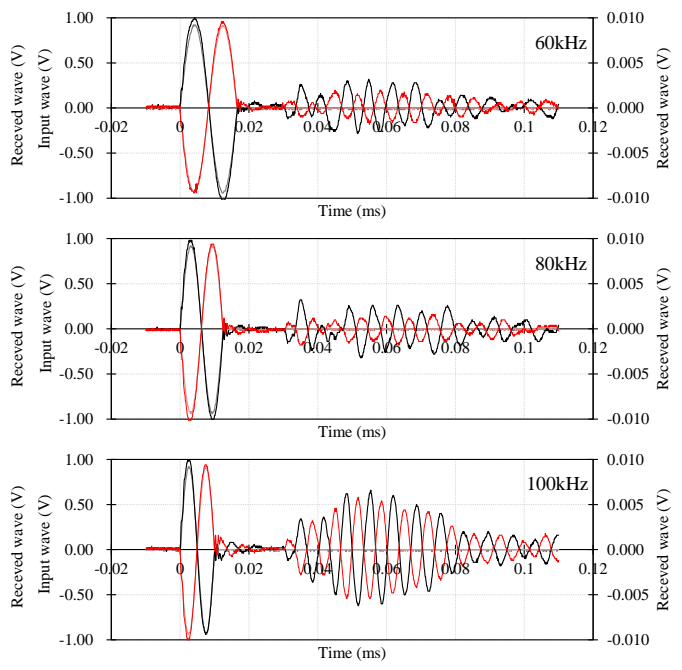


(4) 割裂引張試験

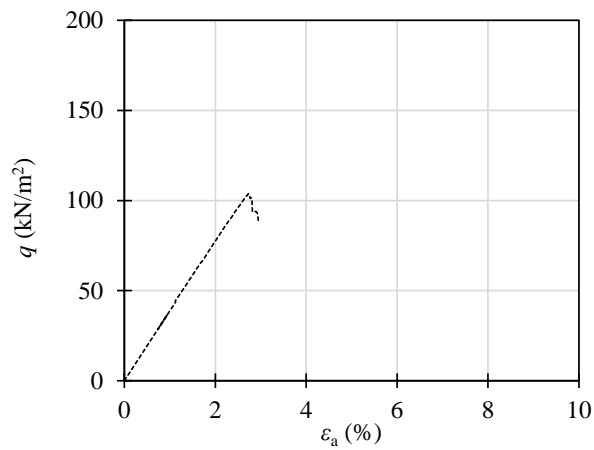
付図-5.14 $C_s=9\%$, 材令 80 日



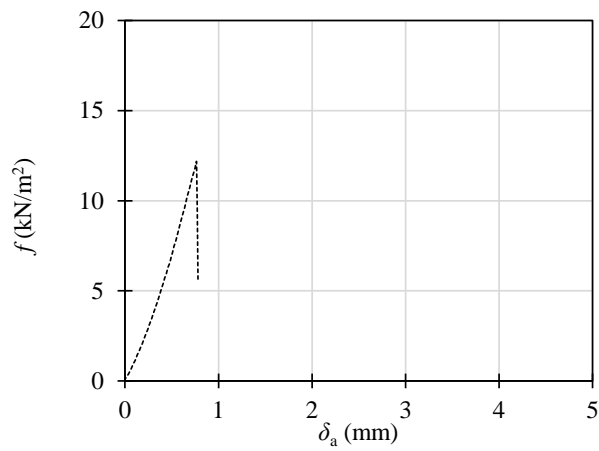
(1) S 波試験



(2) P 波試験

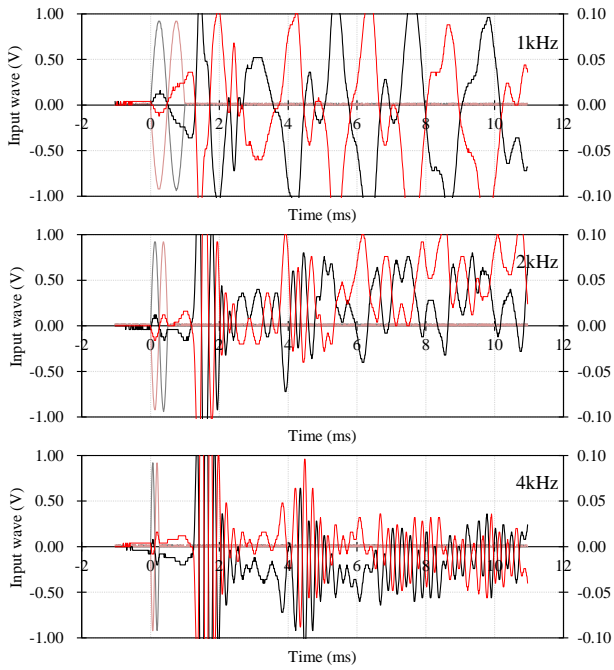


(3) 一軸圧縮試験

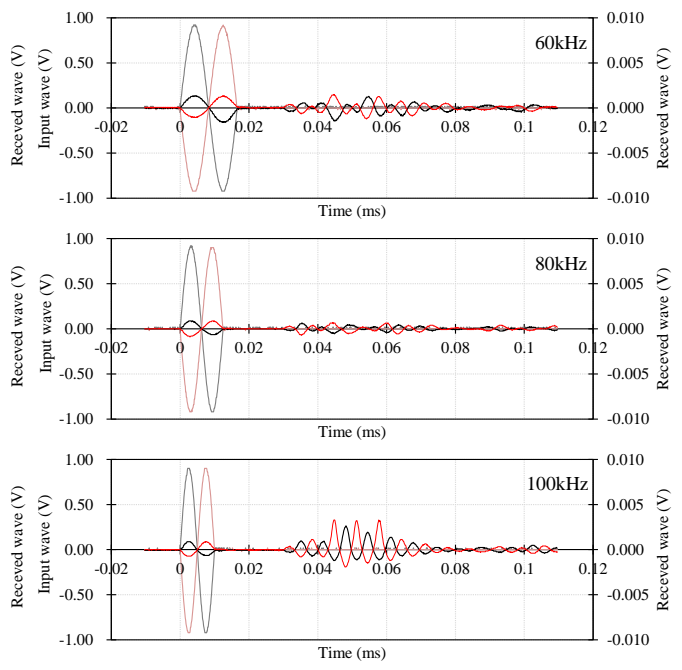


(4) 割裂引張試験

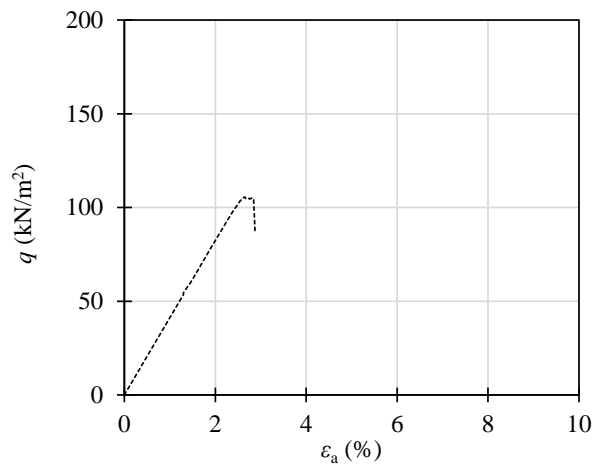
付図-5.15 $C_s=9\%$, 材令 180 日



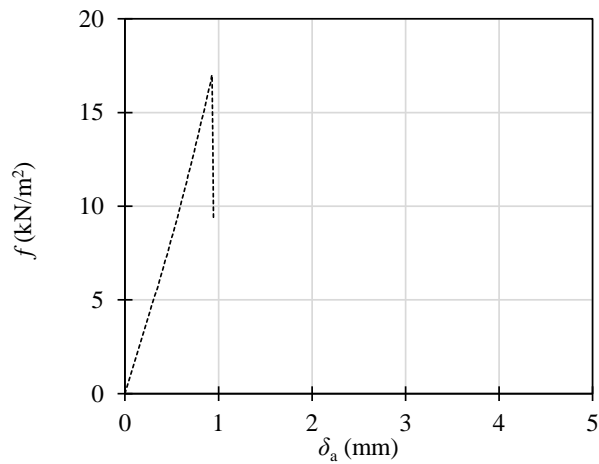
(1) S波試験



(2) P波試験

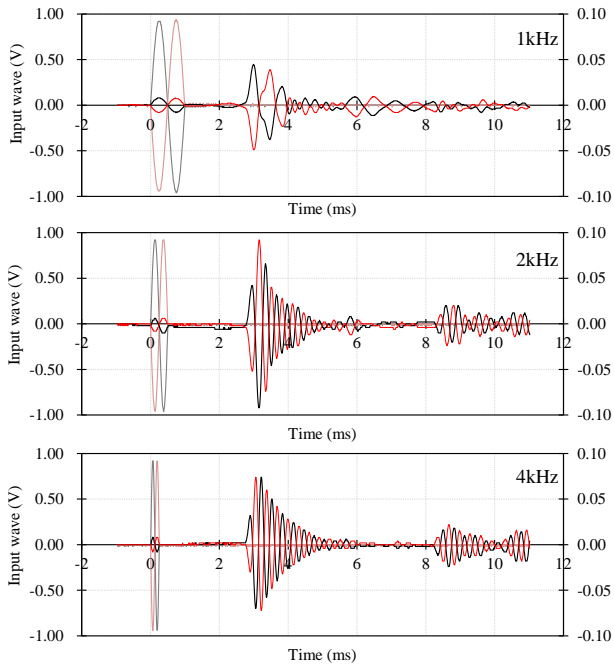


(3) 一軸圧縮試験

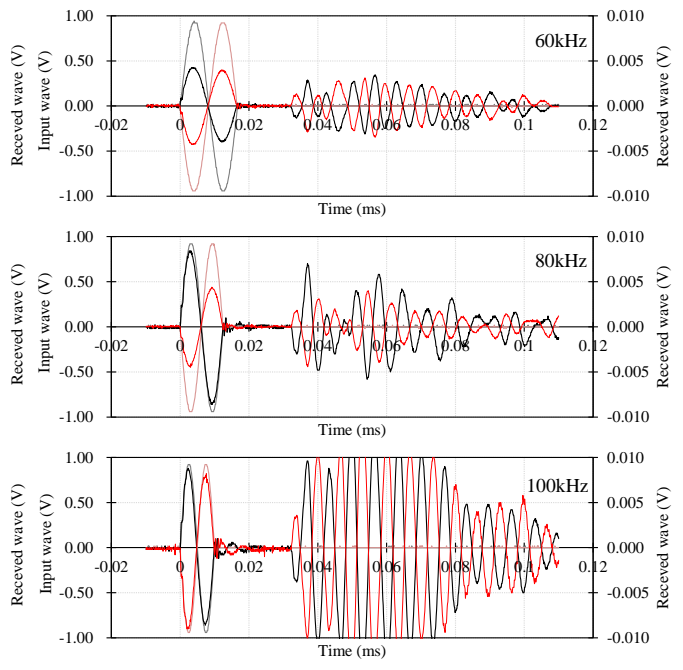


(4) 割裂引張試験

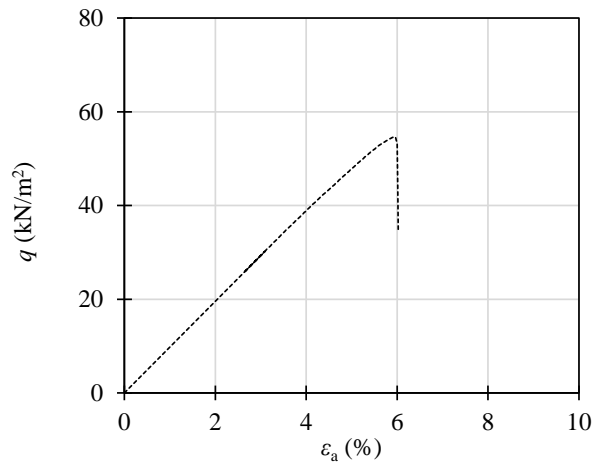
付図-5.16 $C_s=9\%$, 材令 300 日



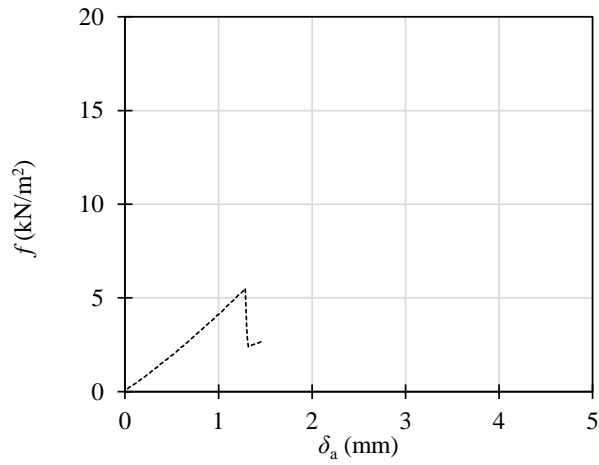
(1) S波試験



(2) P波試験

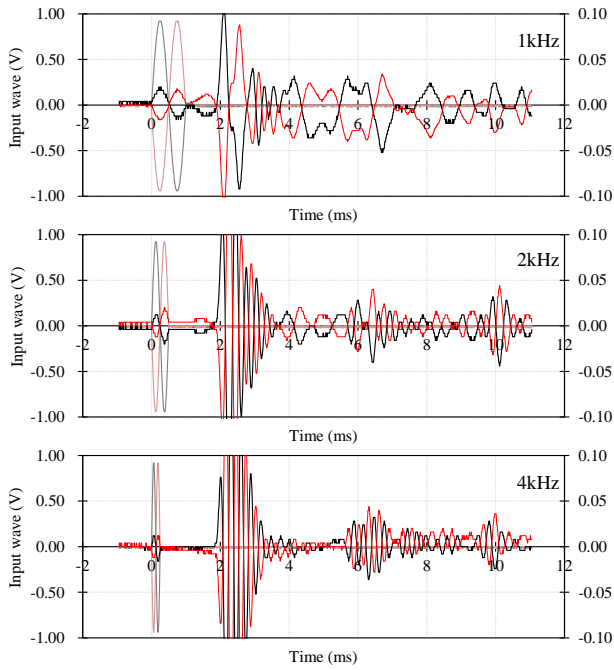


(3) 一軸圧縮試験

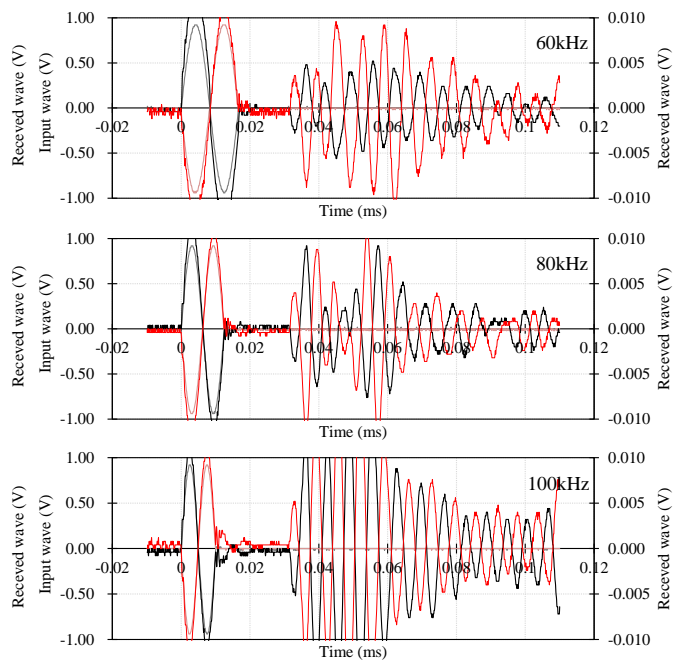


(4) 割裂引張試験

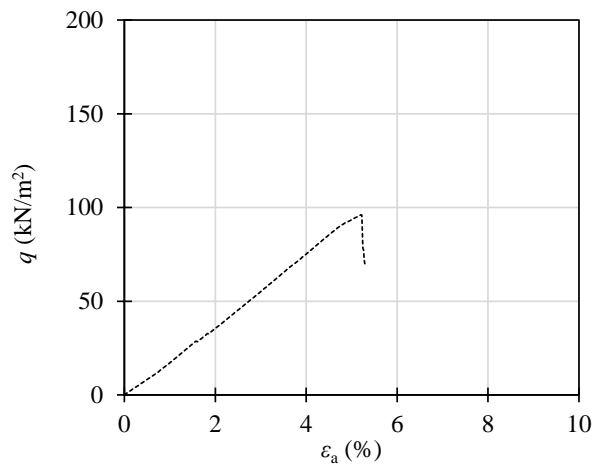
付図-5.17 $C_s=12\%$, 材令 1 日



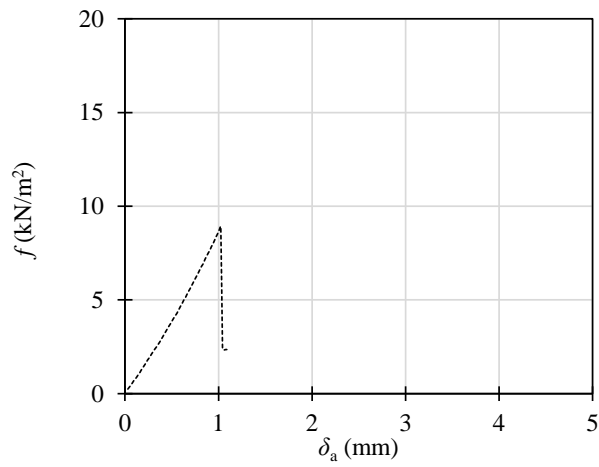
(1) S 波試験



(2) P 波試験

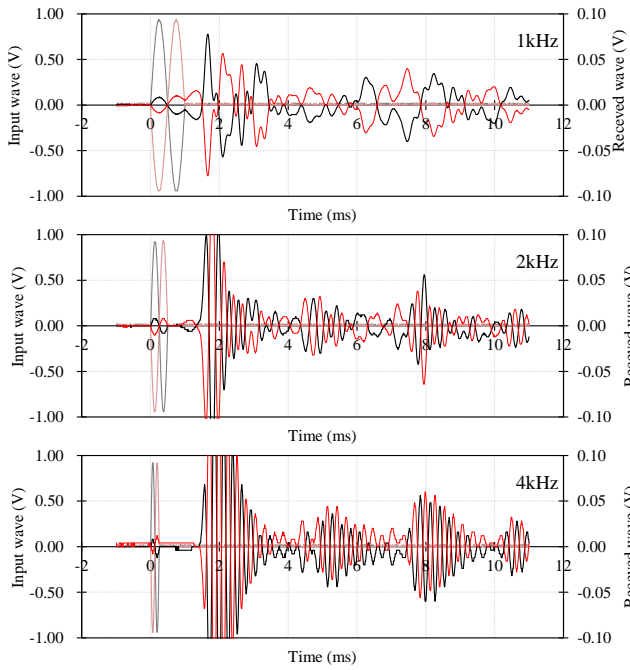


(3) 一軸圧縮試験

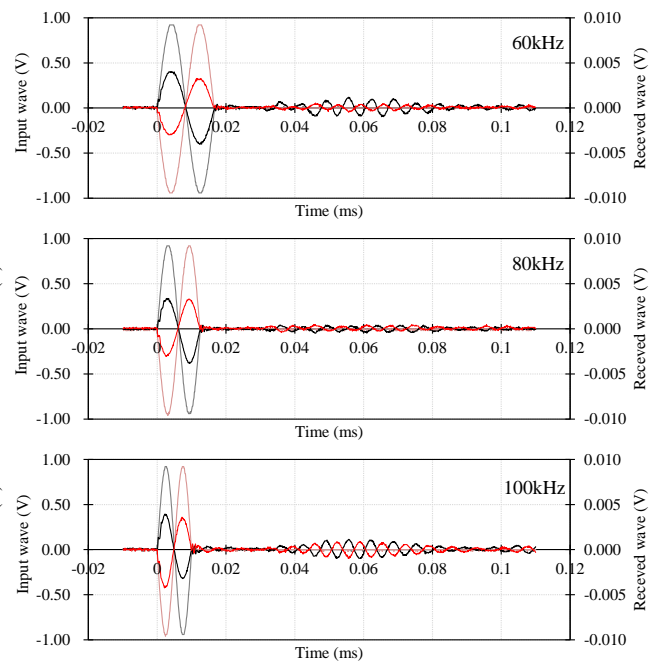


(4) 割裂引張試験

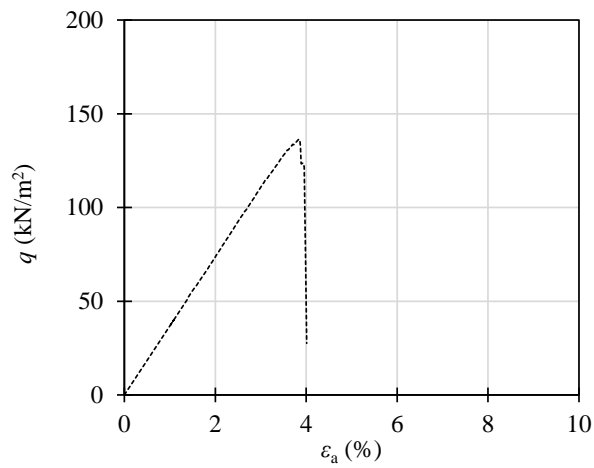
付図-5.18 $C_s=12\%$, 材令 3 日



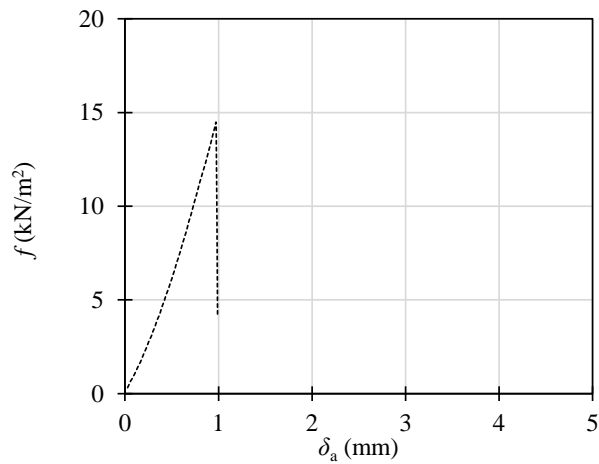
(1) S波試験



(2) P波試験

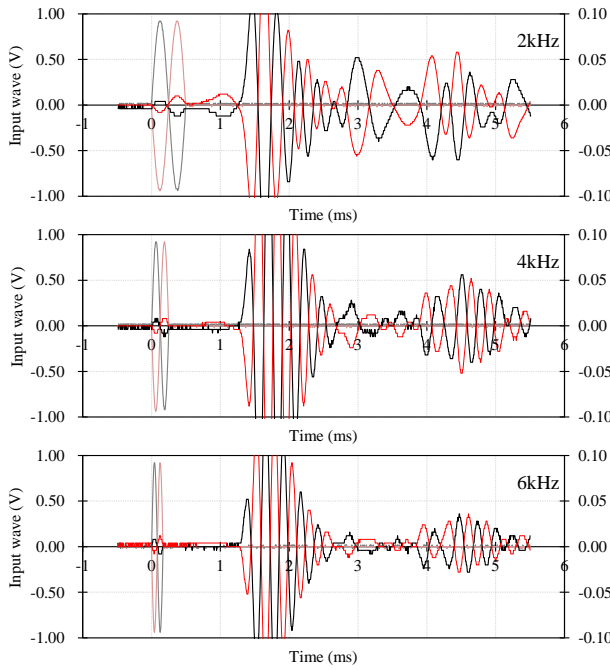


(3) 一軸圧縮試験

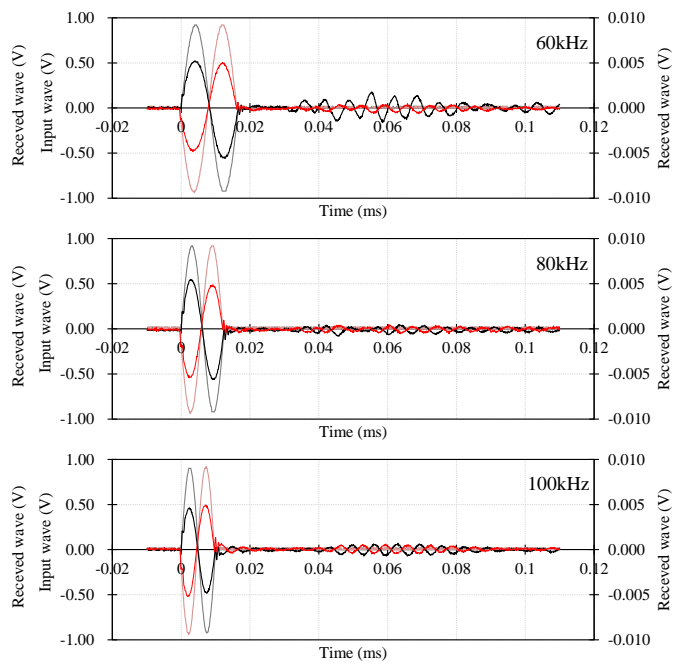


(4) 割裂引張試験

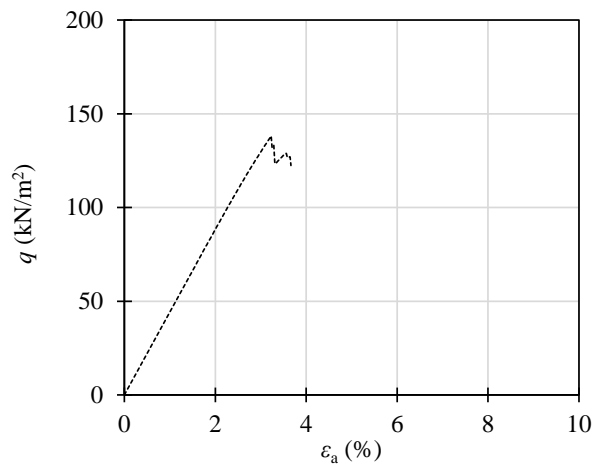
付図-5.19 $C_s=12\%$, 材令 7 日



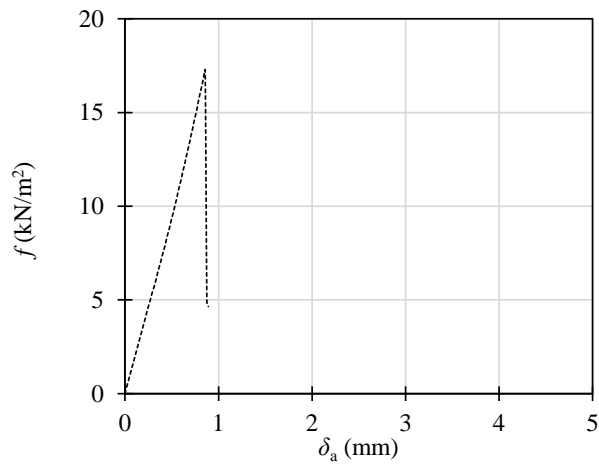
(1) S波試験



(2) P波試験

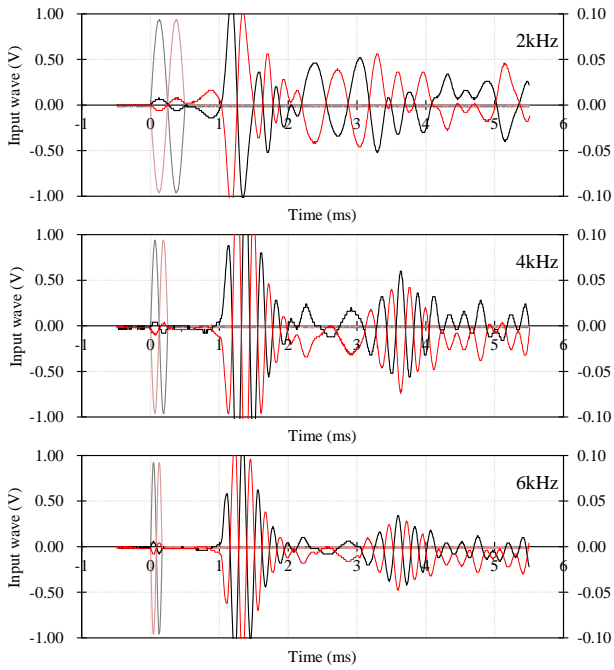


(3) 一軸圧縮試験

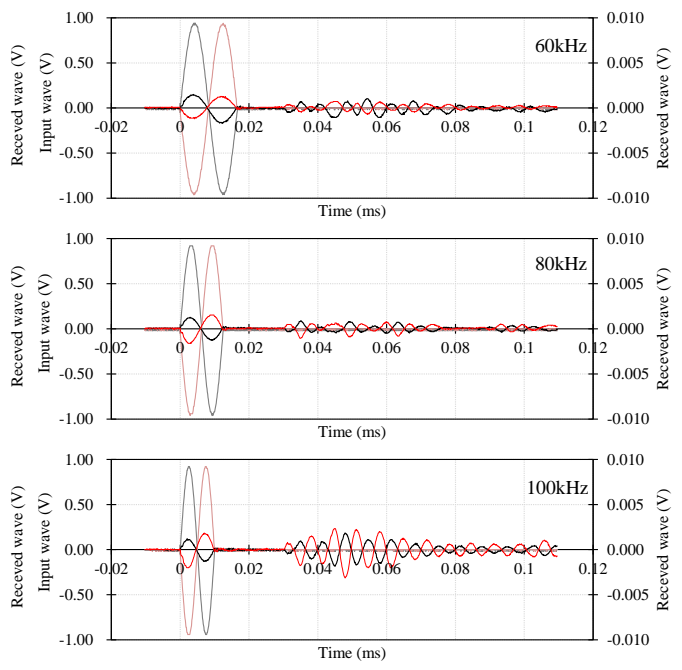


(4) 割裂引張試験

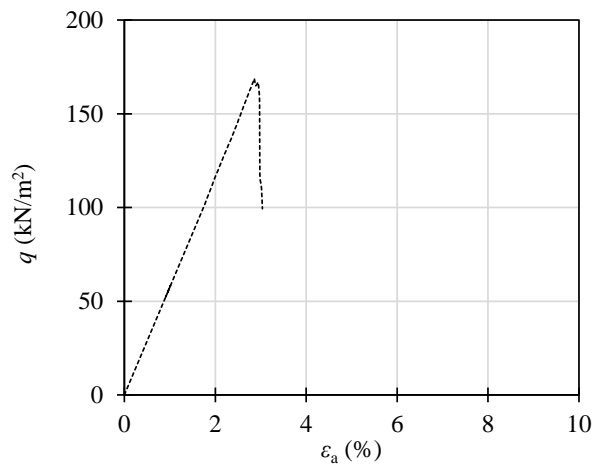
付図-5.20 $C_s=12\%$, 材令 14 日



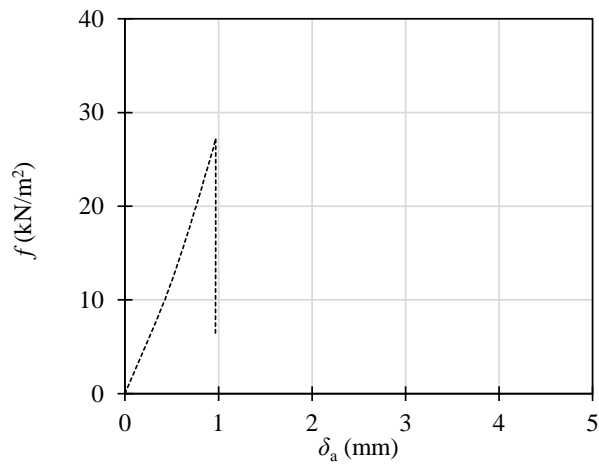
(1) S 波試験



(2) P 波試験

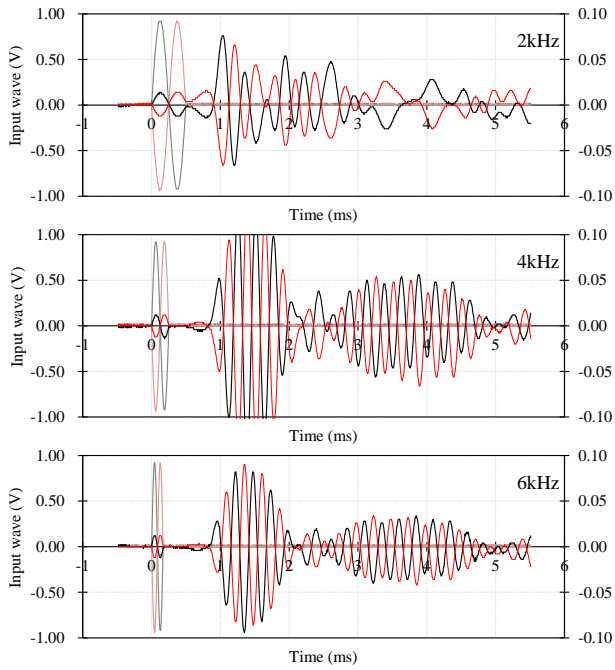


(3) 一軸圧縮試験

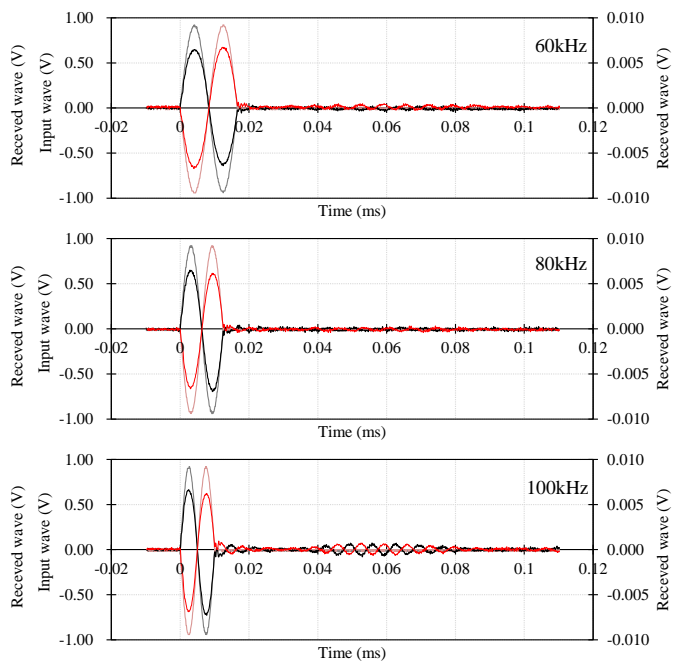


(4) 割裂引張試験

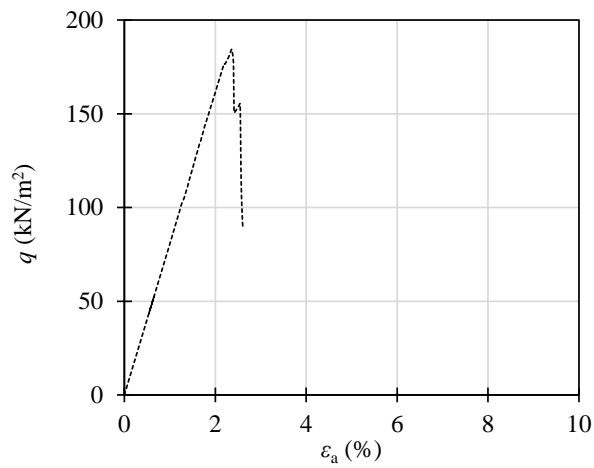
付図-5.21 $C_s=12\%$, 材令 28 日



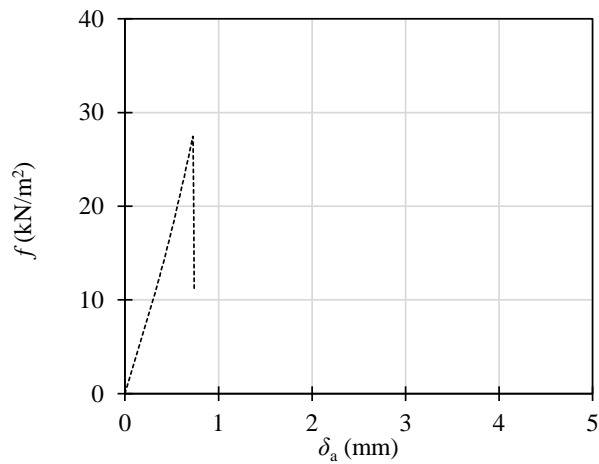
(1) S波試験



(2) P波試験

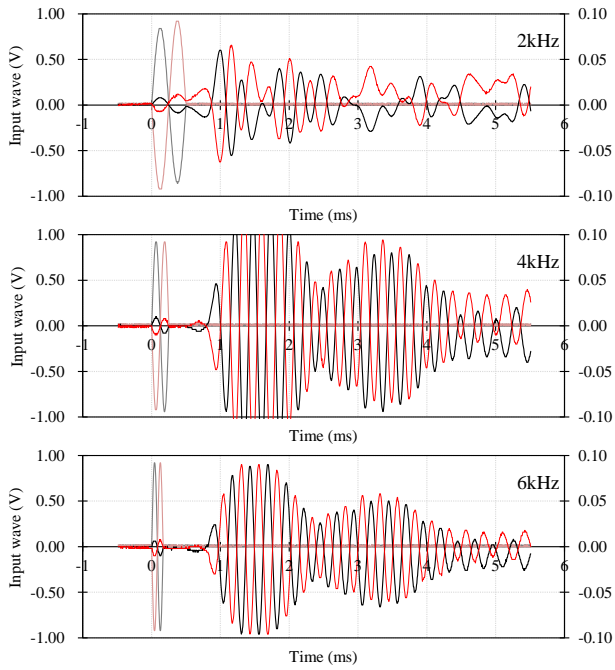


(3) 一軸圧縮試験

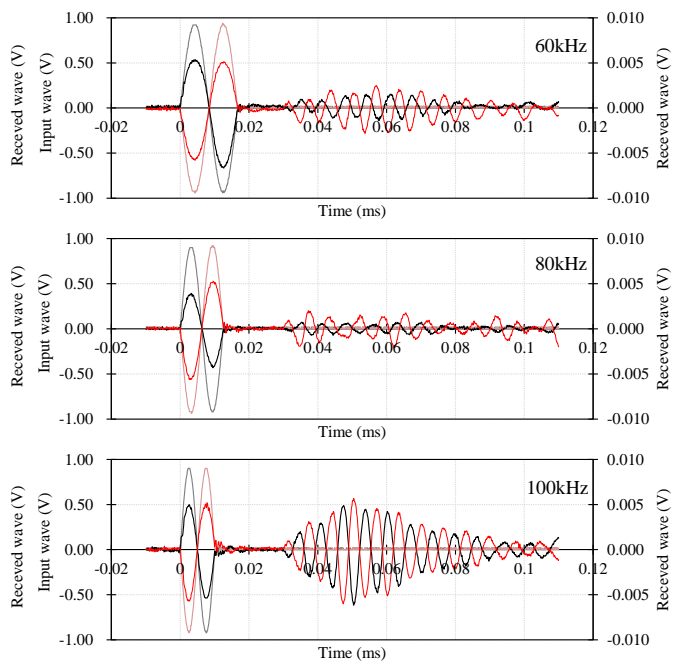


(4) 割裂引張試験

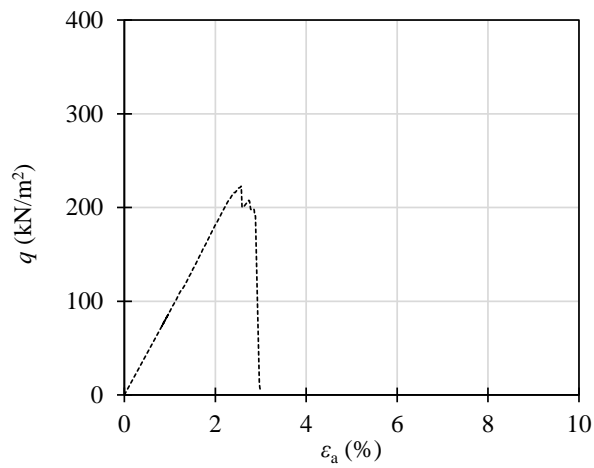
付図-5.22 $C_s=12\%$, 材令 80 日



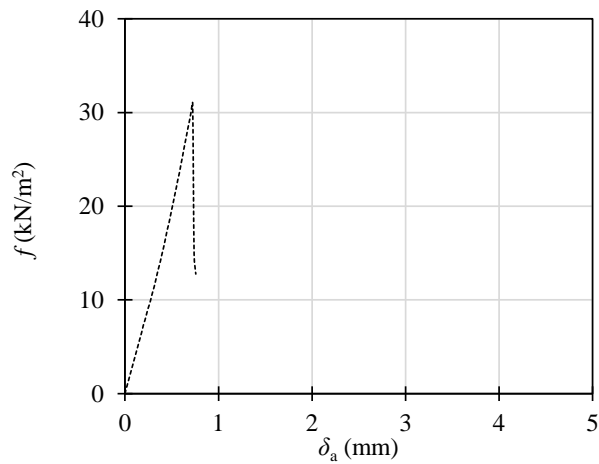
(1) S波試験



(2) P波試験

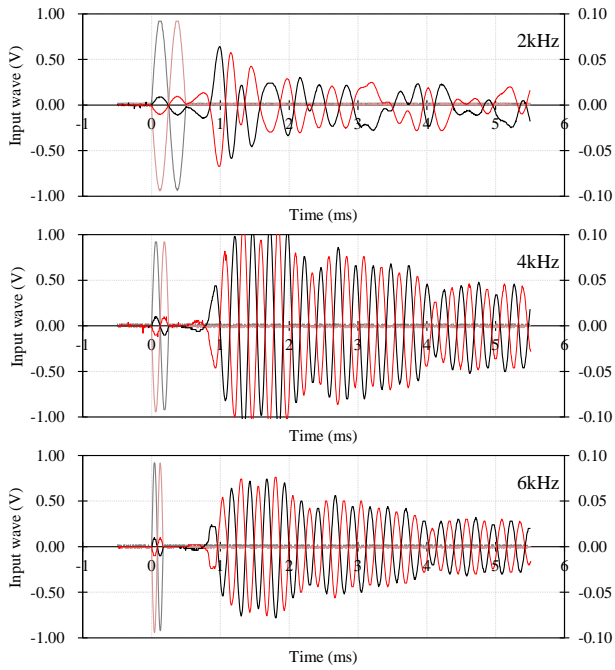


(3) 一軸圧縮試験

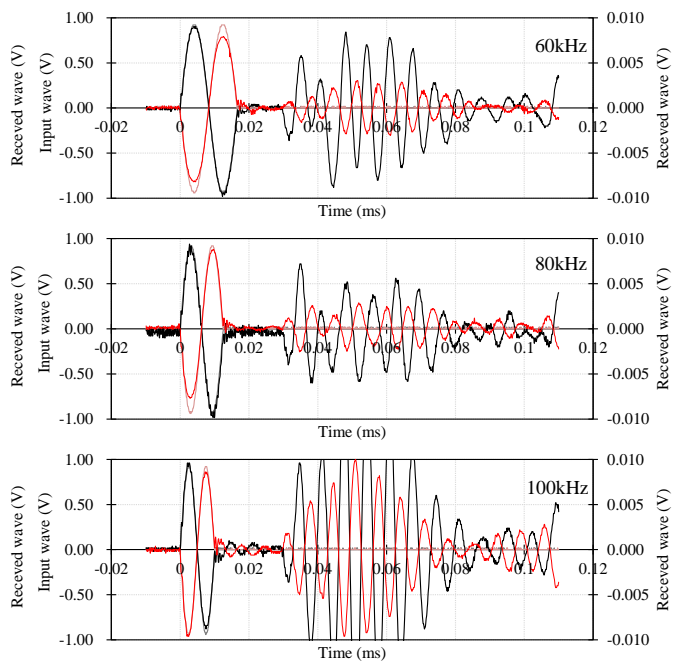


(4) 割裂引張試験

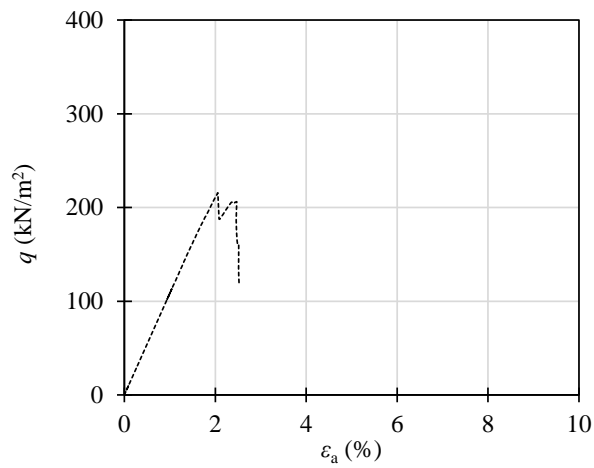
付図-5.23 $C_s=12\%$, 材令 180 日



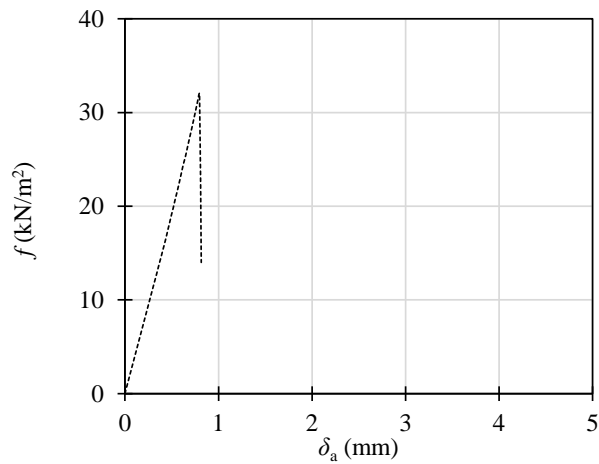
(1) S波試験



(2) P波試験



(3) 一軸圧縮試験



(4) 割裂引張試験

付図-5.24 $C_s=12\%$, 材令 300 日

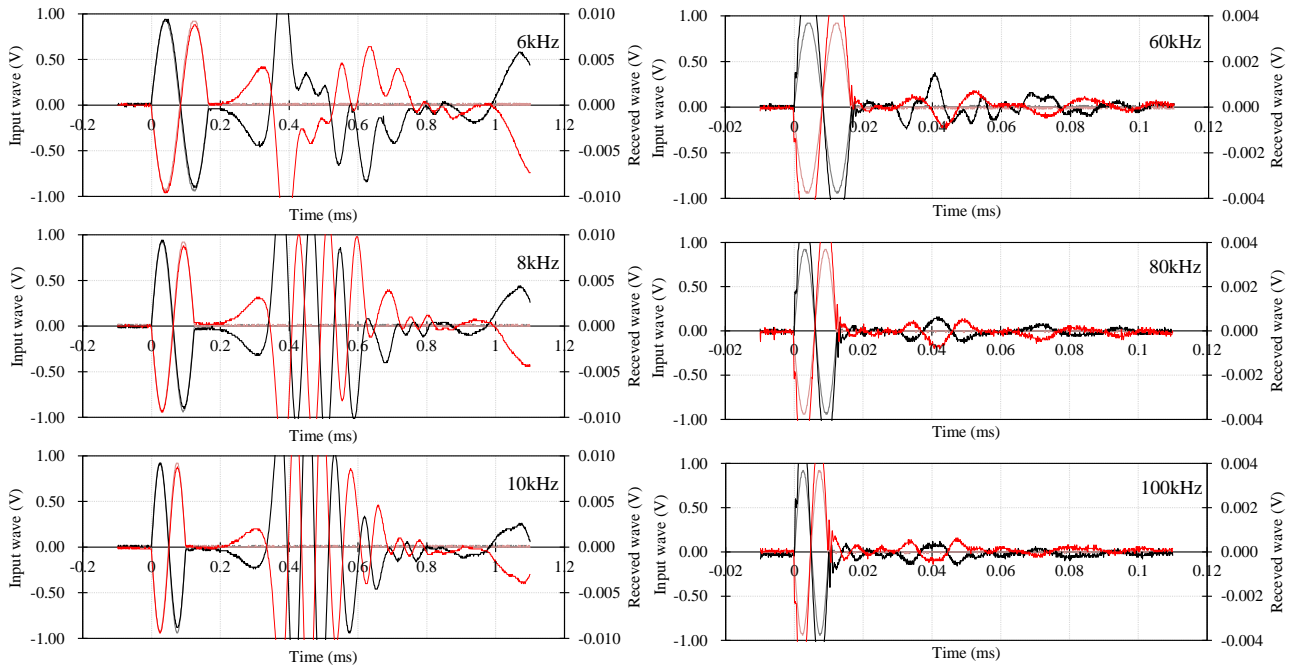
付録-6

サンドゲルの弾性波試験と力学試験結果

ここでは、サンドゲルを対象に実施した弾性波試験と一軸圧縮試験および割裂引張試験の結果を示す。なお、試験に用いたヒドロゲルのシリカ濃度 C_s と試験条件は付表-6.1 に示すとおりである。また、表および図中に記載の D_r は相対密度、 ε_a は軸ひずみ、 q は圧縮応力、 δ_a は軸変位量、 f は引張応力である。

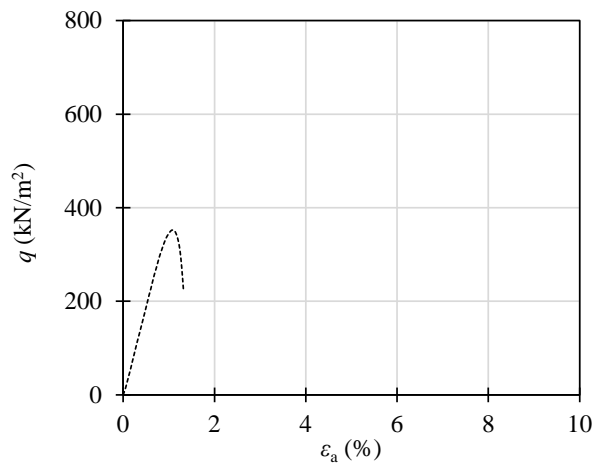
付表-6.1 サンドゲルの弾性波試験と力学試験条件

Sand	Relative density D_r	Silica concentration C_s	Curing day	Frequency	
				S wave	P wave
Toyoura sand	40 %	6 ~ 12 %	14	6 ~ 12 kHz	60 ~ 100 kHz
	60 %	6 ~ 12 %	1, 3, 7, 14, 28, 80, 180, 300	5 ~ 12 kHz	50 ~ 120 kHz
	80 %	6 ~ 12 %	14	6 ~ 12 kHz	60 ~ 100 kHz
Silica sand No.6	40 %	6 ~ 12 %	14	6 ~ 10 kHz	40 ~ 100 kHz
	60 %	6 ~ 12 %	1, 3, 7, 14, 28, 80, 180, 300	5 ~ 12 kHz	20 ~ 100 kHz
	80 %	6 ~ 12 %	14	6 ~ 10 kHz	40 ~ 100 kHz
Silica sand No.5	40 %	6 ~ 12 %	14	6 ~ 10 kHz	60 ~ 100 kHz
	60 %	6 ~ 12 %	1, 3, 7, 14, 28, 80, 180, 300	5 ~ 12 kHz	20 ~ 100 kHz
	80 %	6 ~ 12 %	14	6 ~ 10 kHz	40 ~ 100 kHz

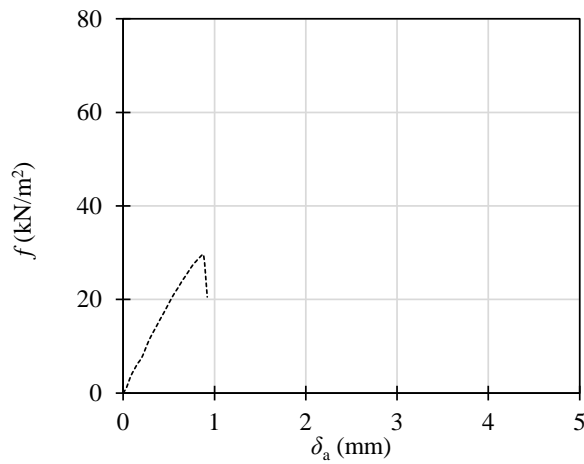


(1) S波試験

(2) P波試験

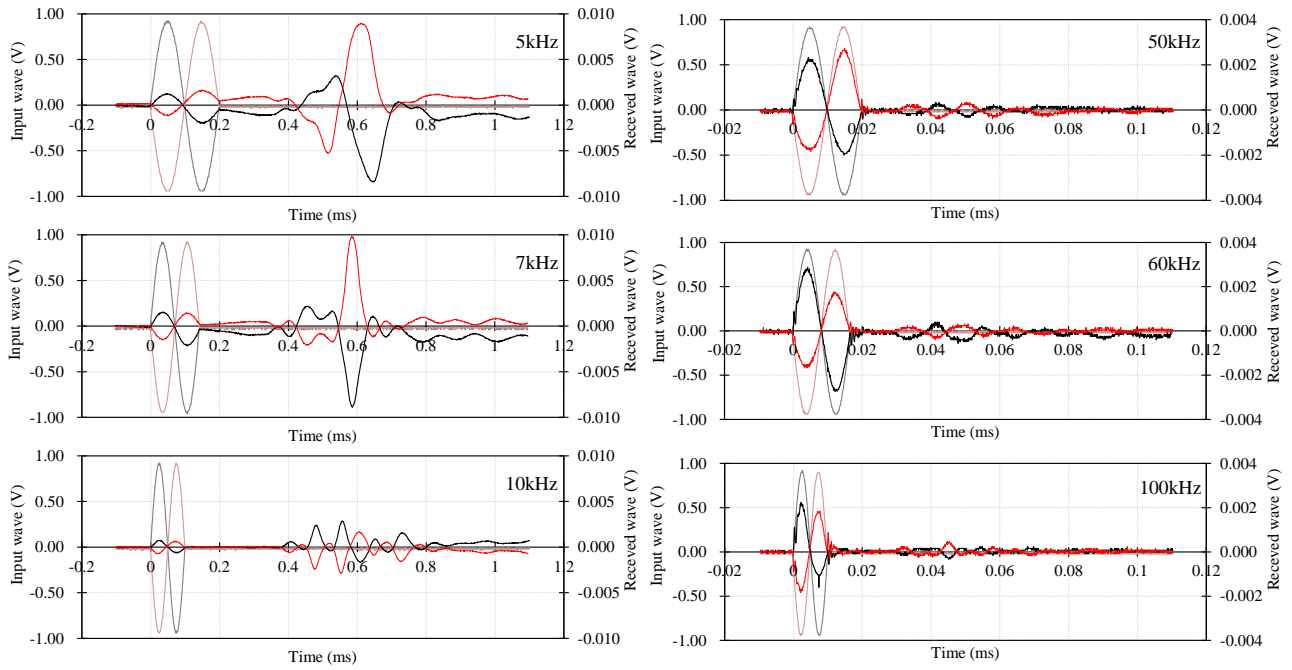


(3) 一軸圧縮試験



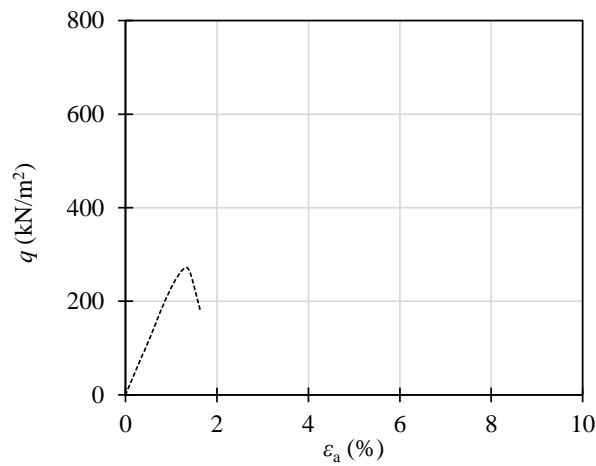
(4) 割裂引張試験

付図-6.1 豊浦砂, $D_r=40\%$, $C_s=6\%$, 材令 14 日

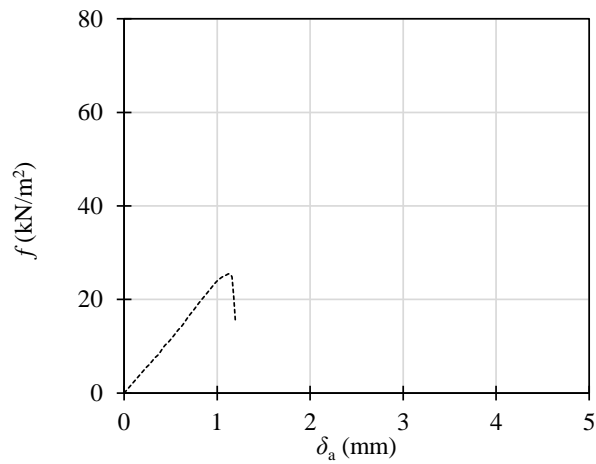


(1) S波試験

(2) P波試験

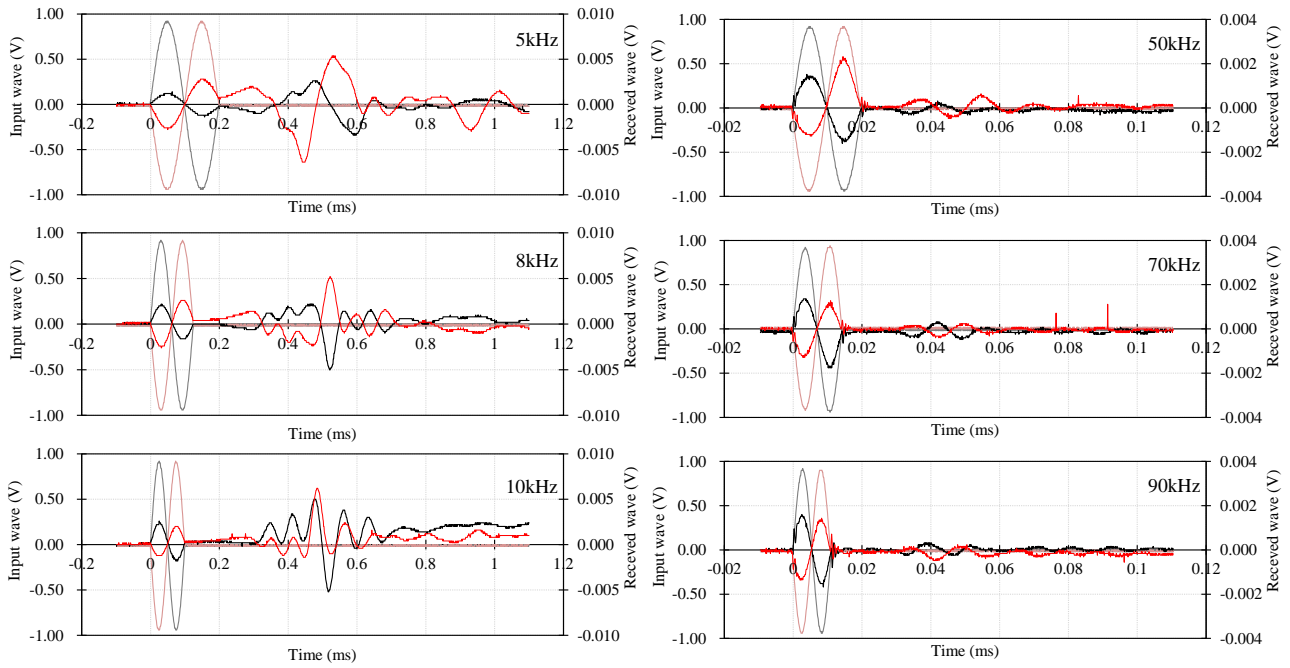


(3) 一軸圧縮試験



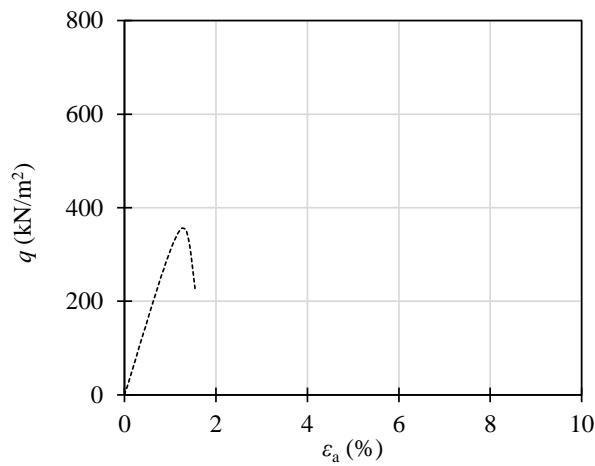
(4) 割裂引張試験

付図-6.2 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令1日

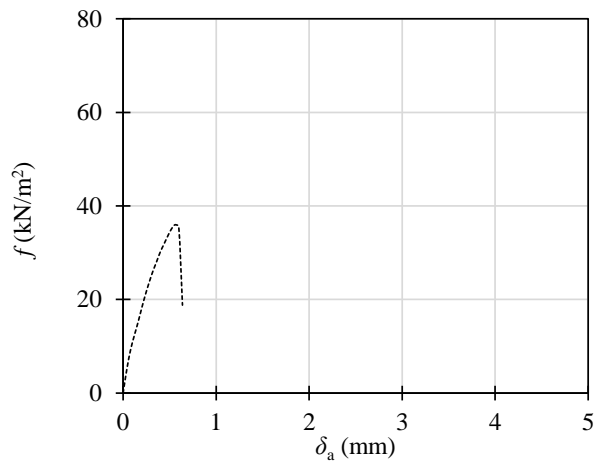


(1) S波試験

(2) P波試験

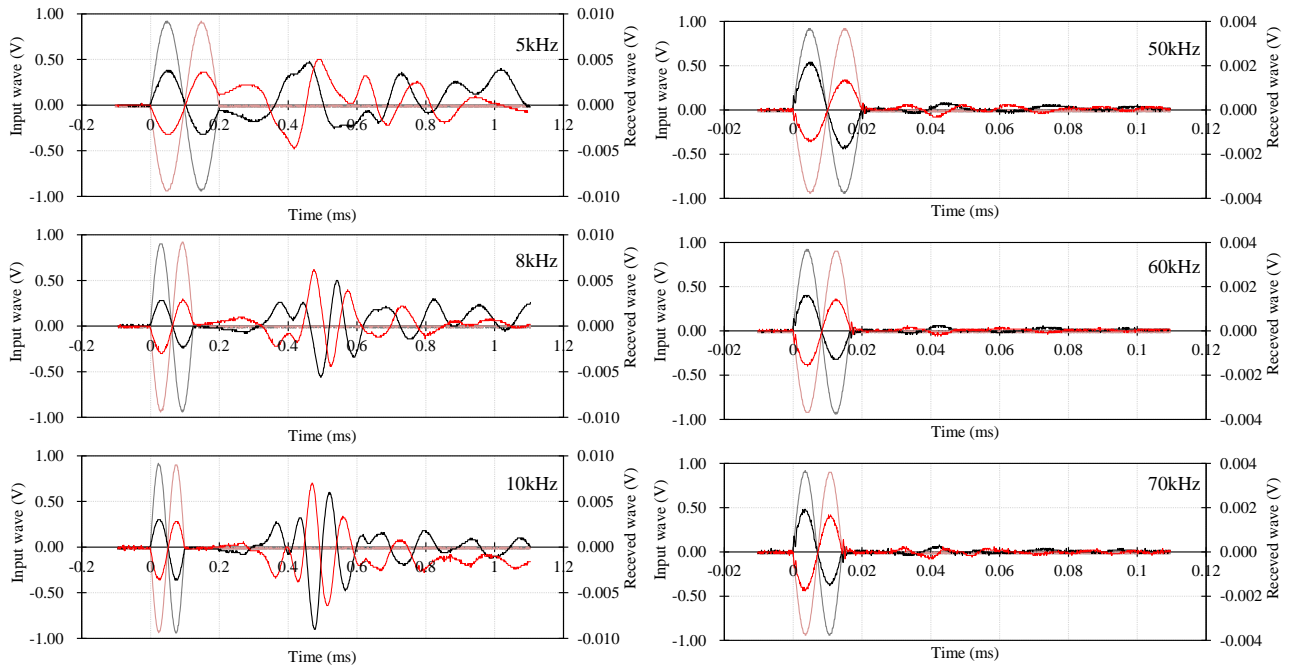


(3) 一軸圧縮試験



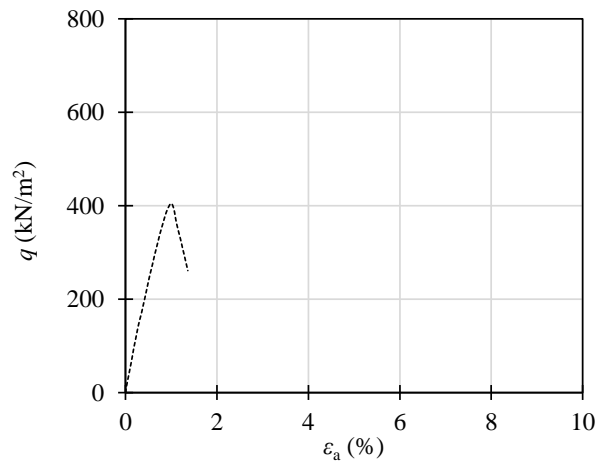
(4) 割裂引張試験

付図-6.3 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令3日

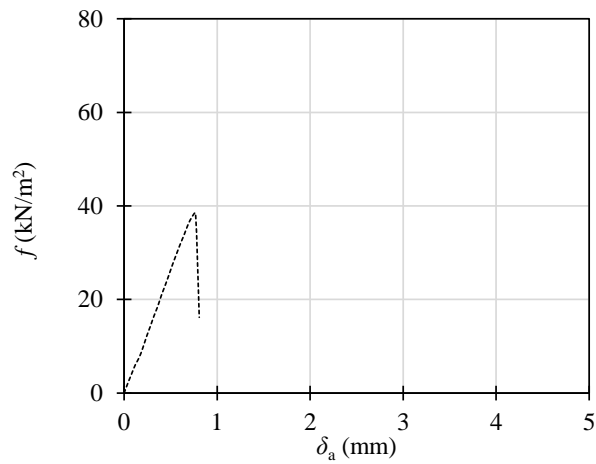


(1) S波試験

(2) P波試験

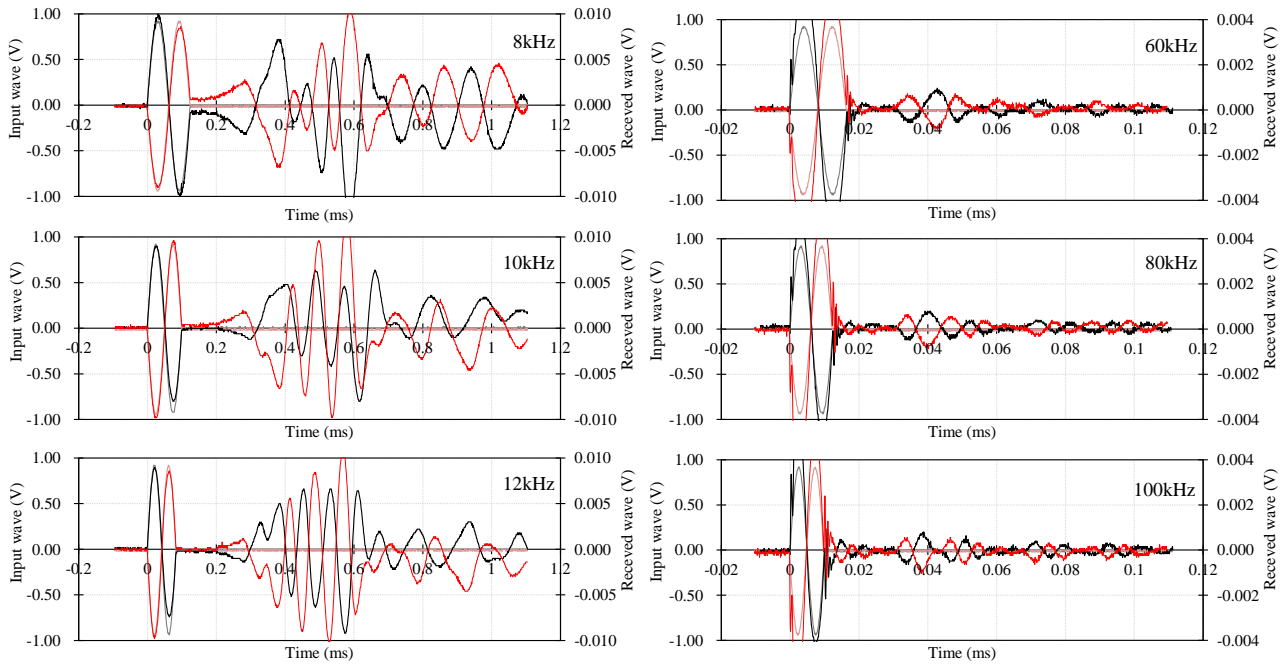


(3) 一軸圧縮試験



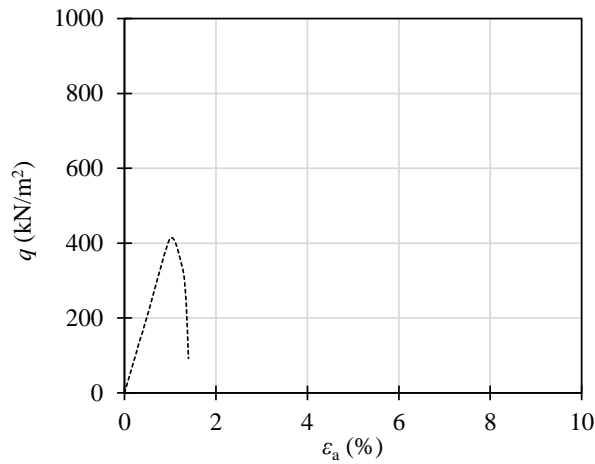
(4) 割裂引張試験

付図-6.4 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令7日

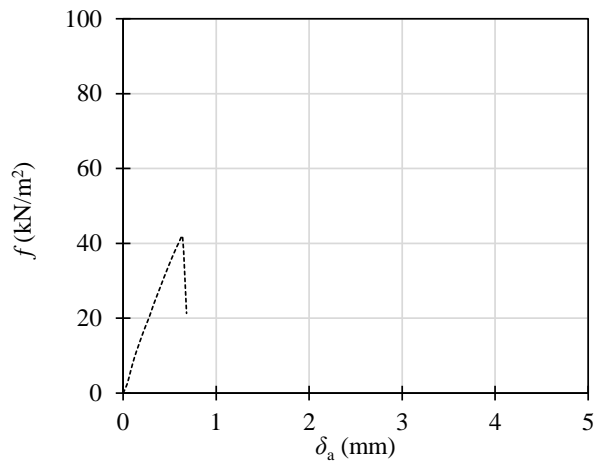


(1) S波試験

(2) P波試験

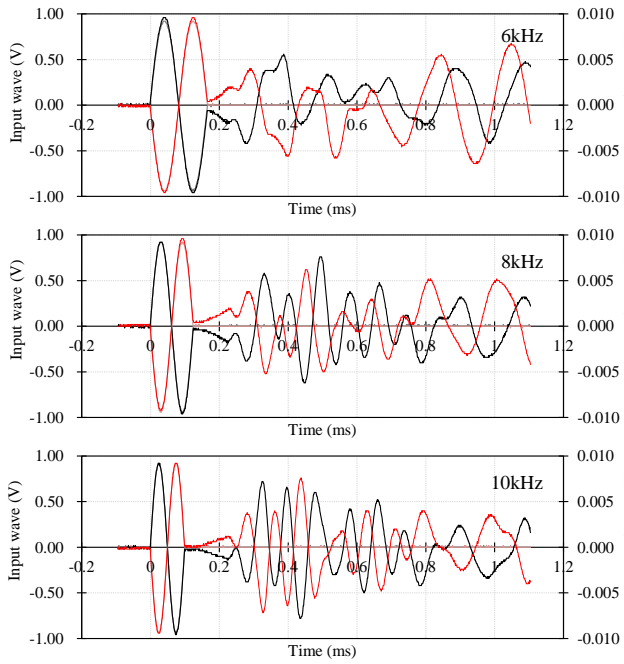


(3) 一軸圧縮試験

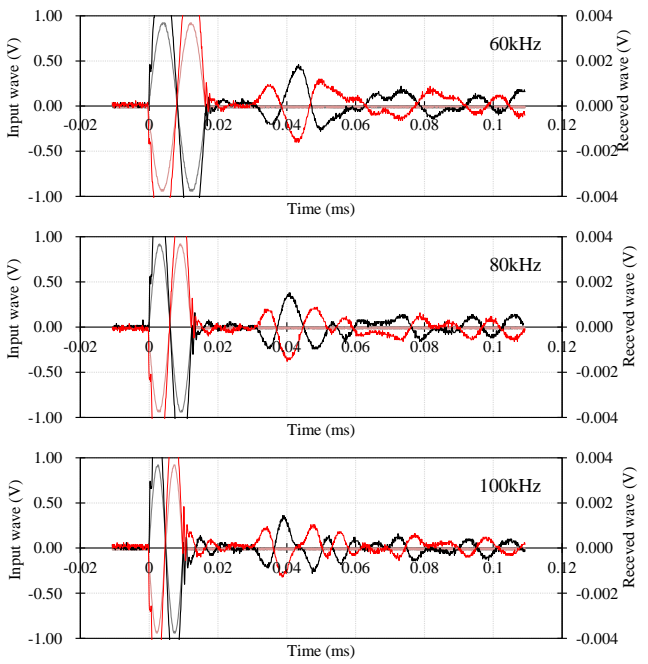


(4) 割裂引張試験

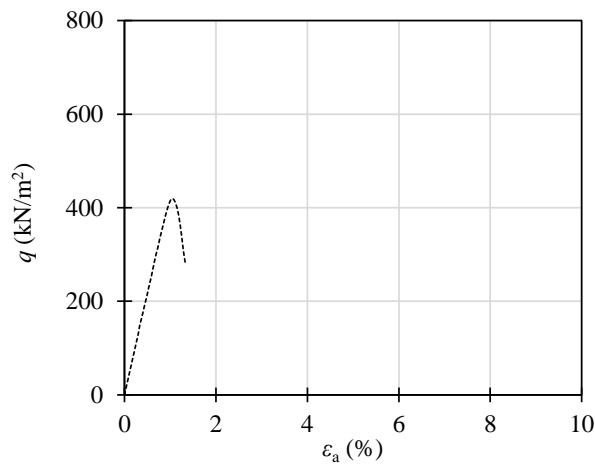
付図-6.5 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令 14 日



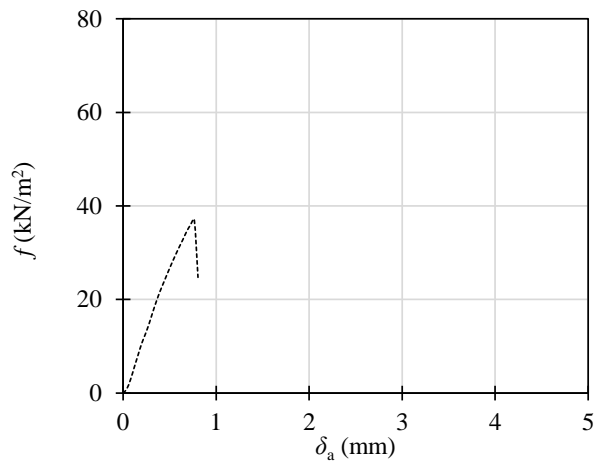
(1) S 波試験



(2) P 波試験

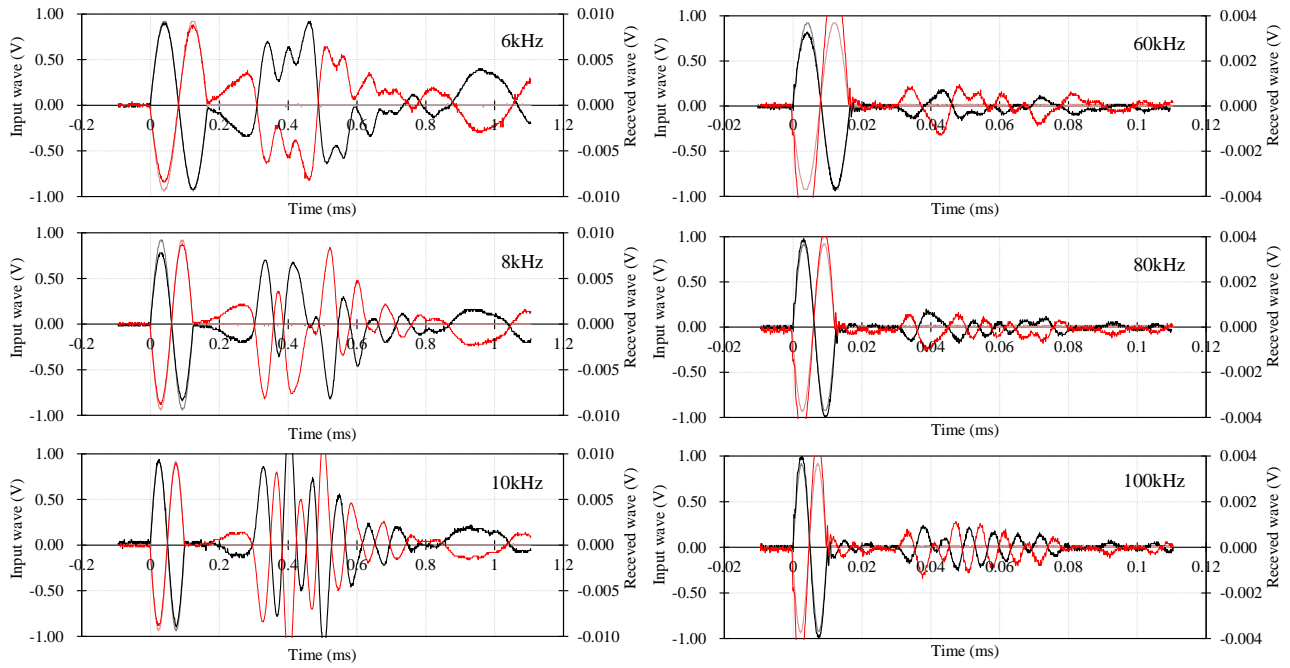


(3) 一軸圧縮試験



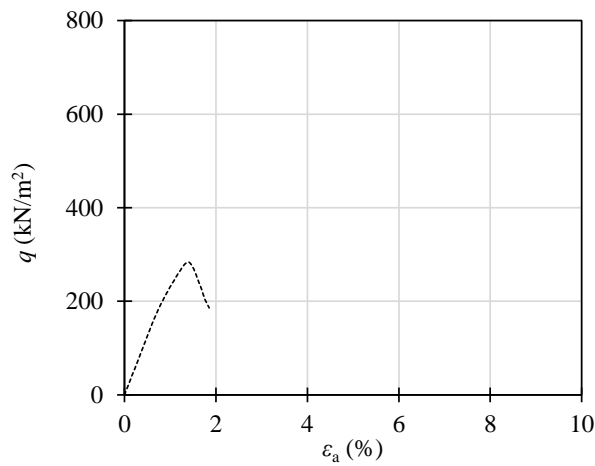
(4) 割裂引張試験

付図-6.6 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令 28 日

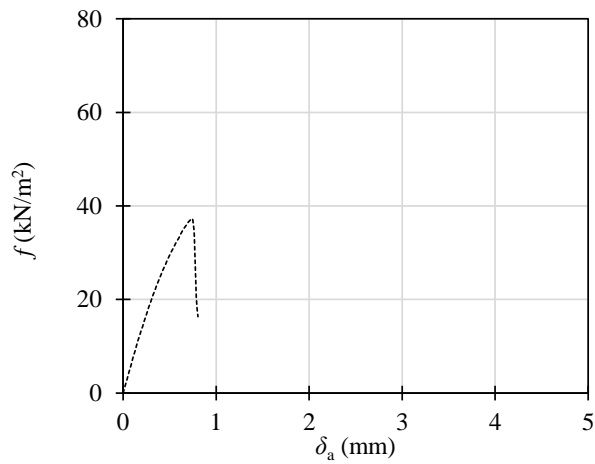


(1) S波試験

(2) P波試験

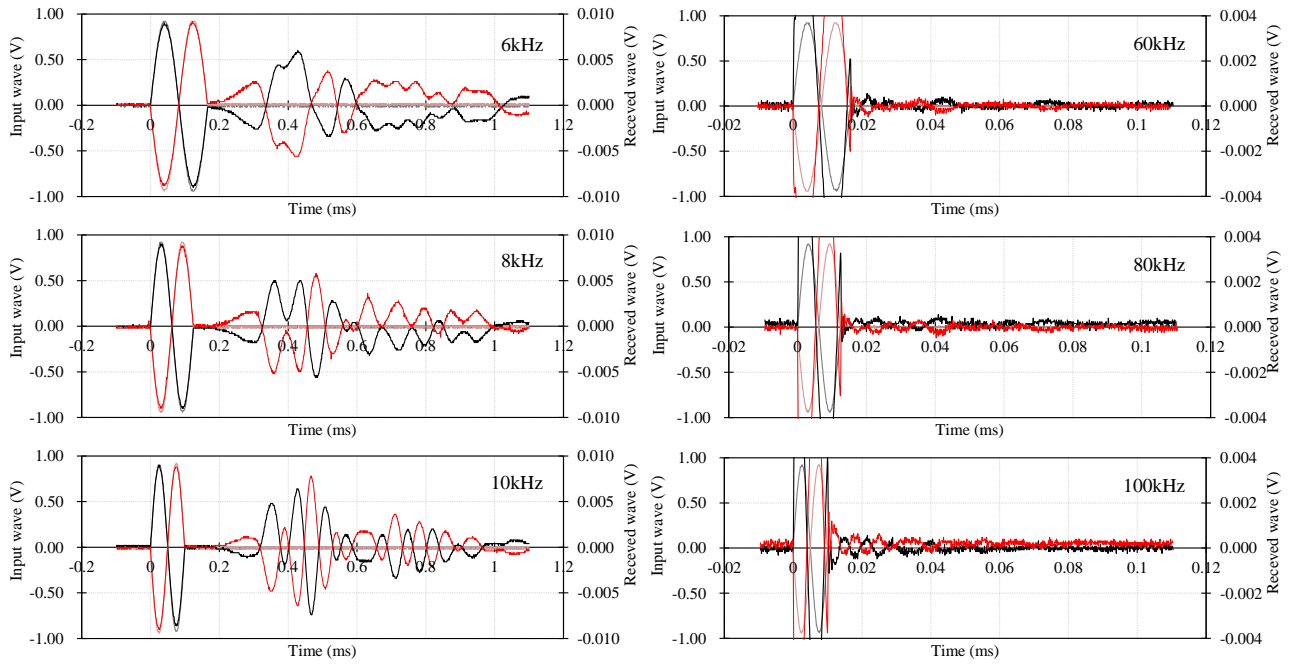


(3) 一軸圧縮試験



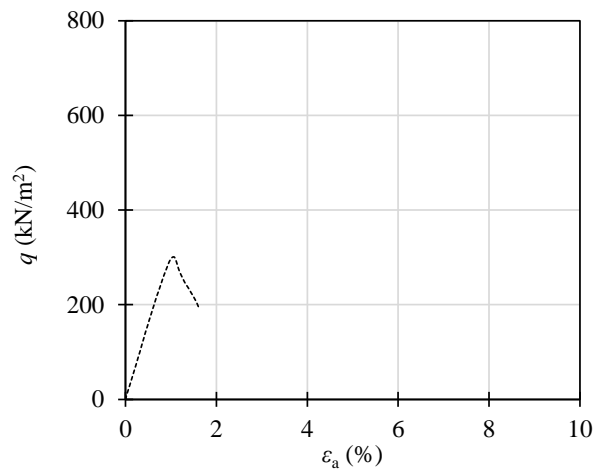
(4) 割裂引張試験

付図-6.7 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令 80 日

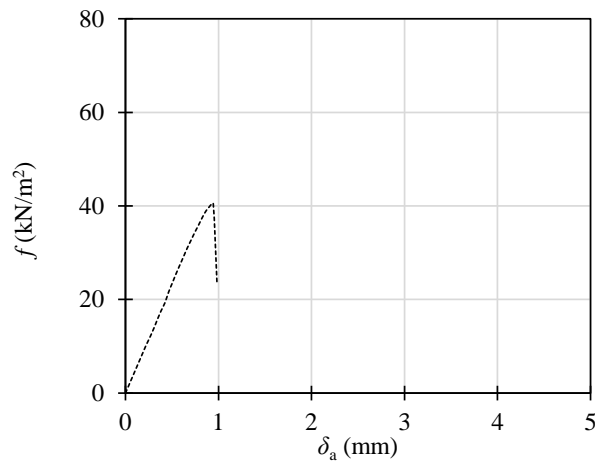


(1) S波試験

(2) P波試験

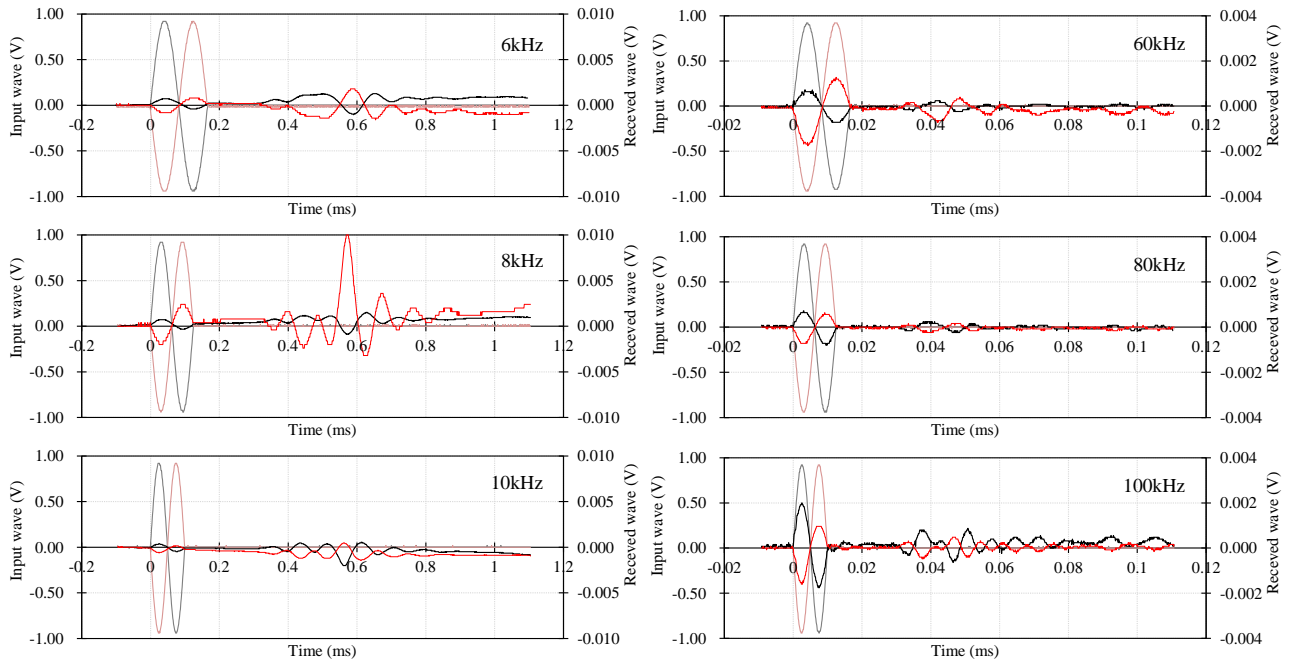


(3) 一軸圧縮試験



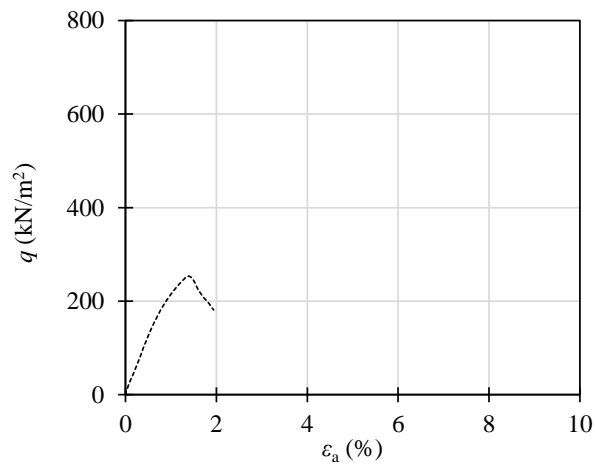
(4) 割裂引張試験

付図-6.8 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令 180 日

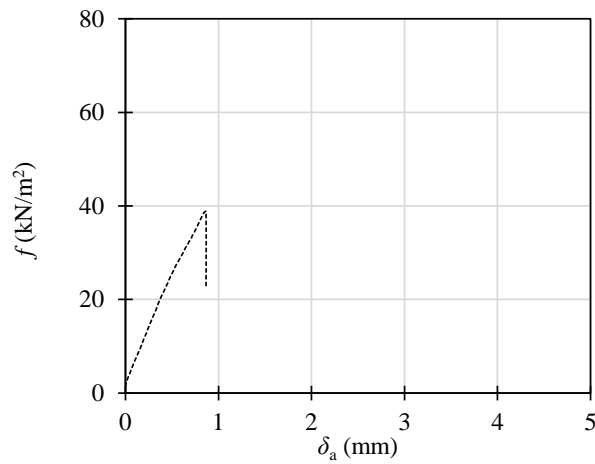


(1) S波試験

(2) P波試験

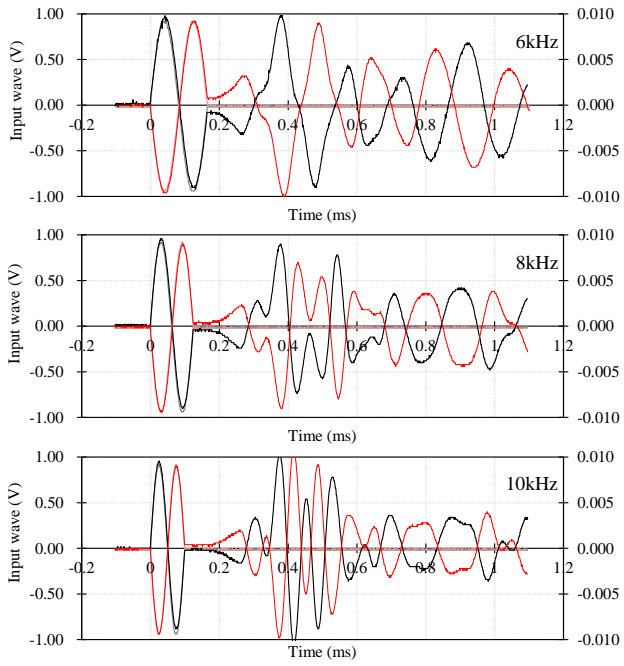


(3) 一軸圧縮試験

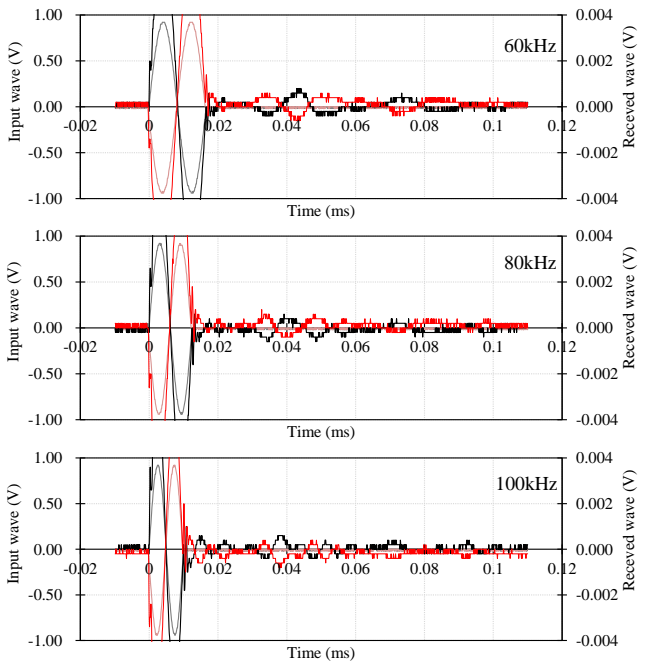


(4) 割裂引張試験

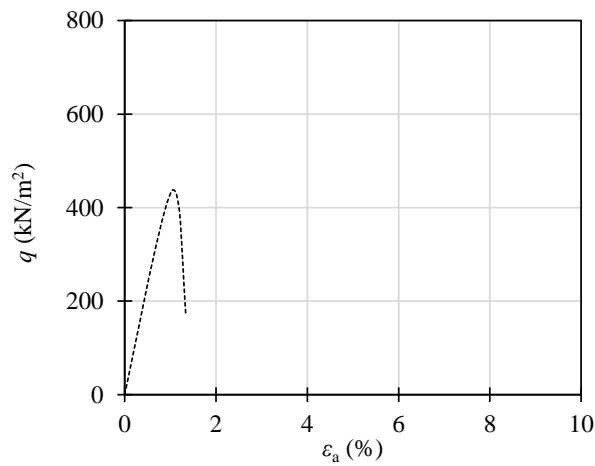
付図-6.9 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令 300 日



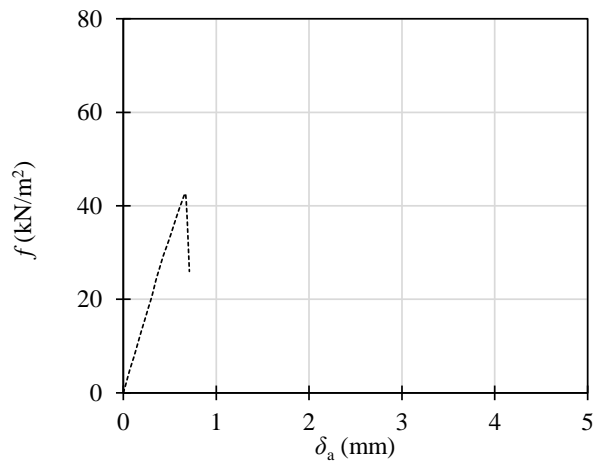
(1) S波試験



(2) P波試験

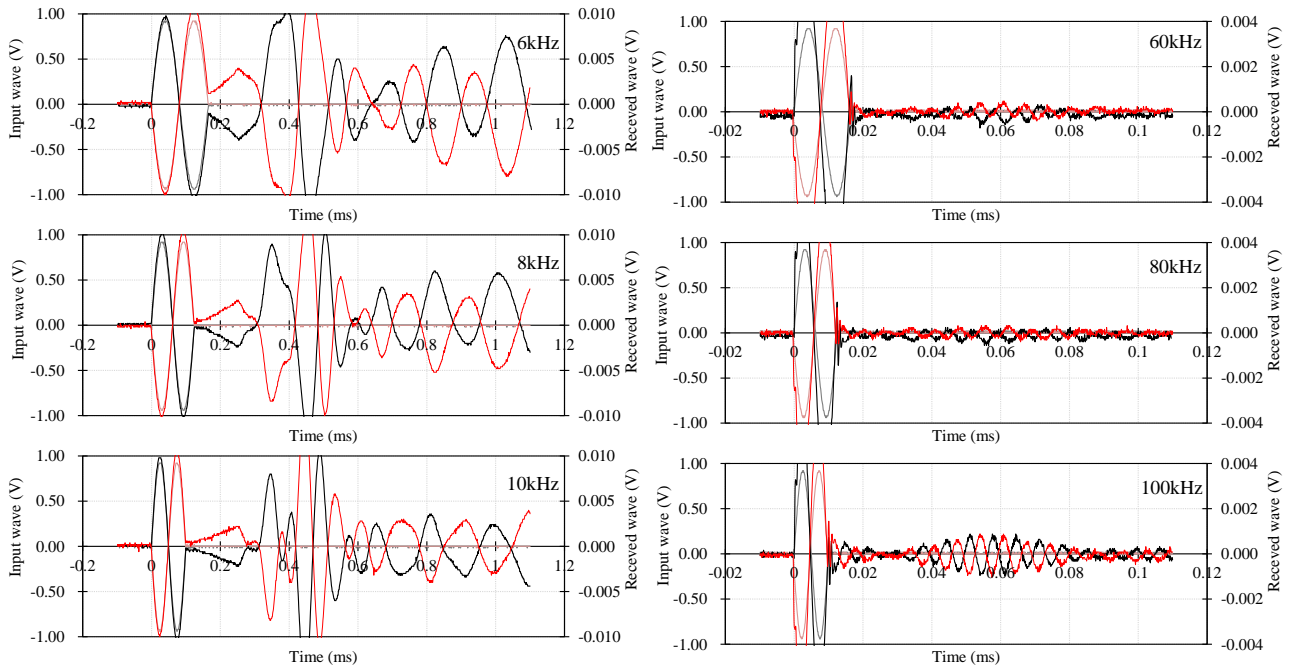


(3) 一軸圧縮試験



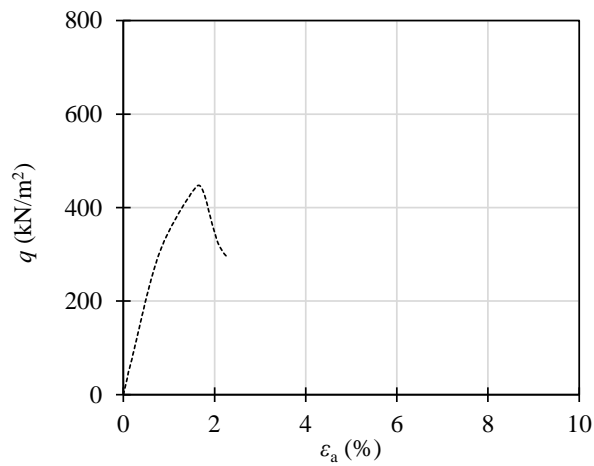
(4) 割裂引張試験

付図-6.10 豊浦砂, $D_r=80\%$, $C_s=6\%$, 材令 14 日

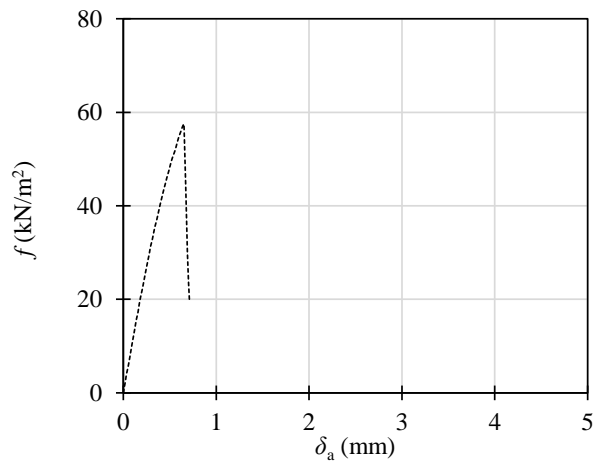


(1) S波試験

(2) P波試験

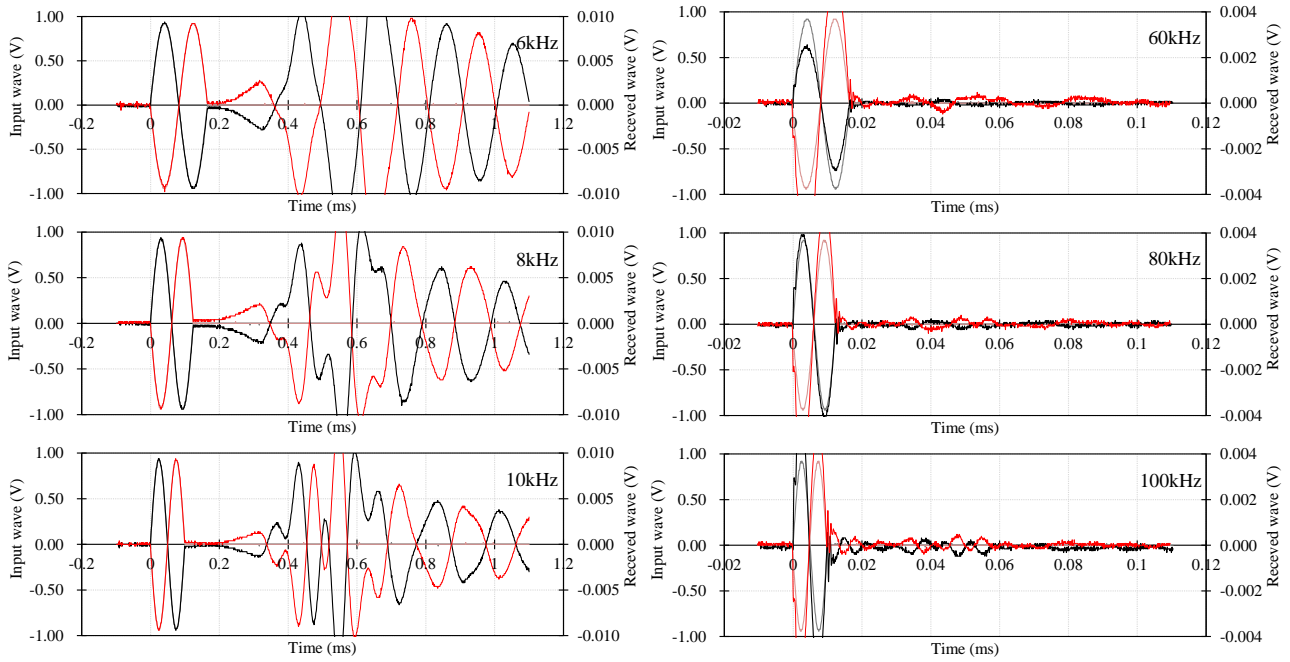


(3) 一軸圧縮試験



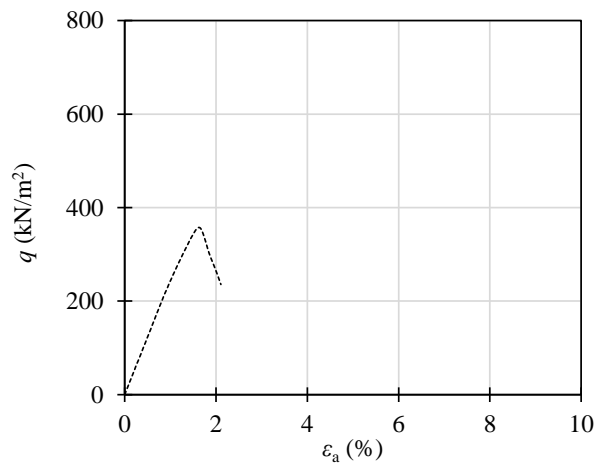
(4) 割裂引張試験

付図-6.11 豊浦砂, $D_r=40\%$, $C_s=9\%$, 材令 14 日

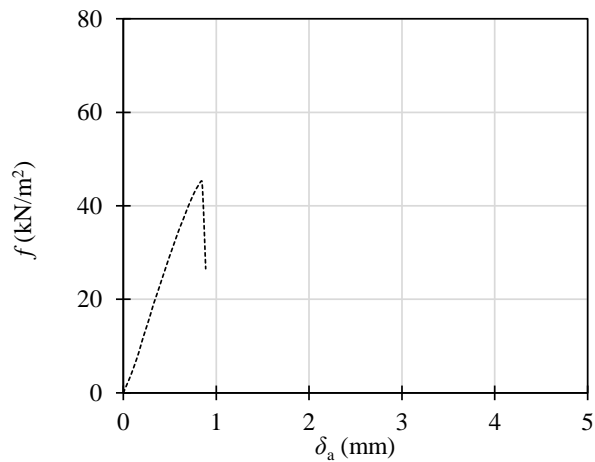


(1) S波試験

(2) P波試験

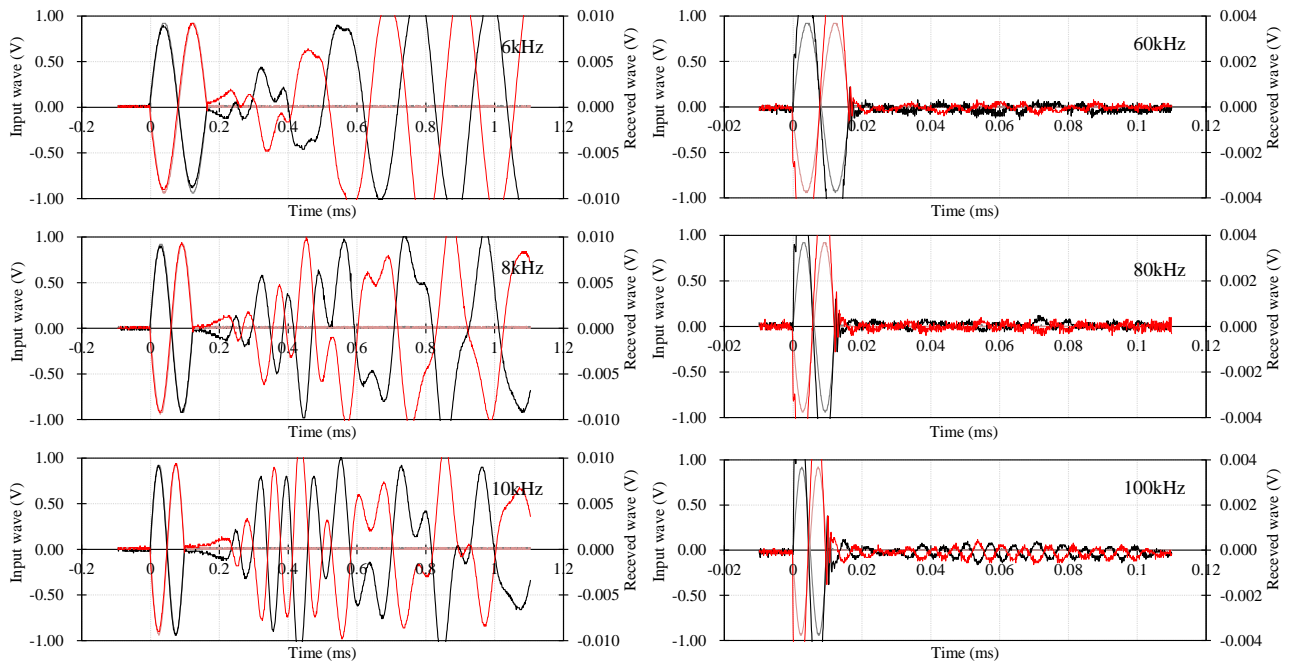


(3) 一軸圧縮試験



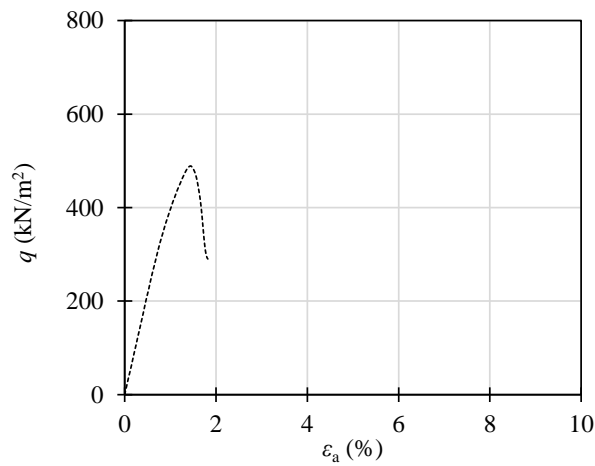
(4) 割裂引張試験

付図-6.12 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令1日

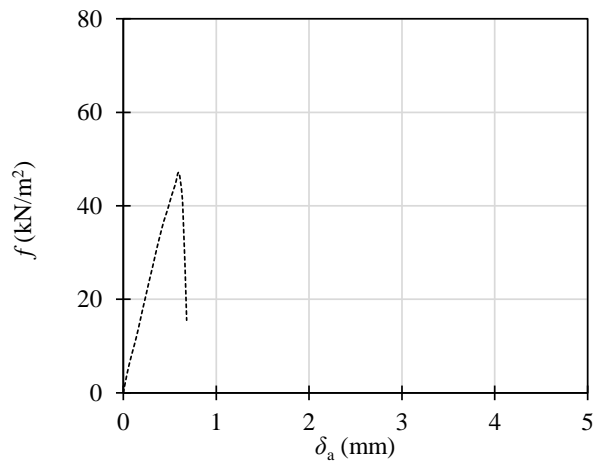


(1) S波試験

(2) P波試験

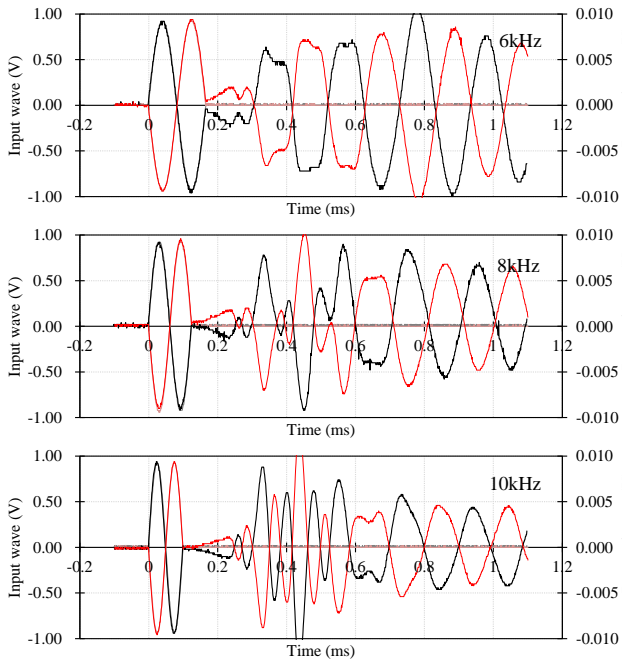


(3) 一軸圧縮試験

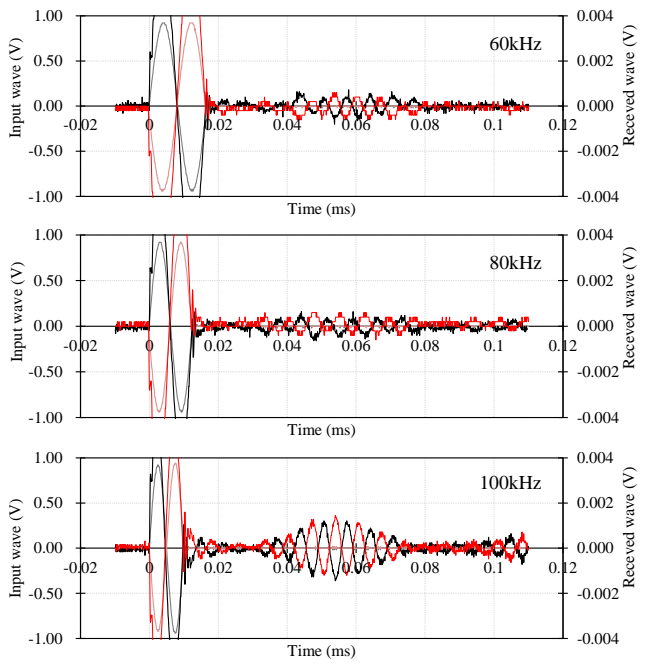


(4) 割裂引張試験

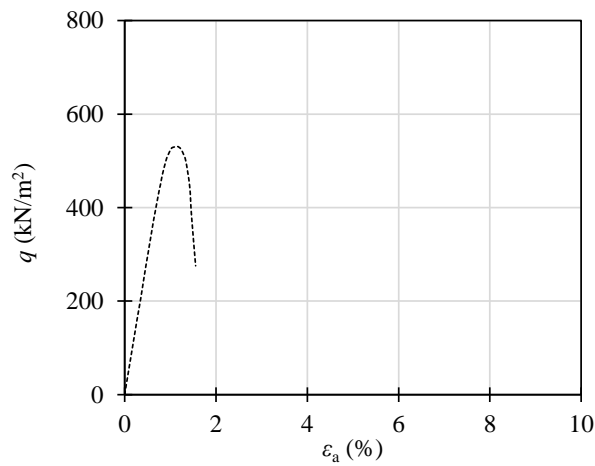
付図-6.13 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 3 日



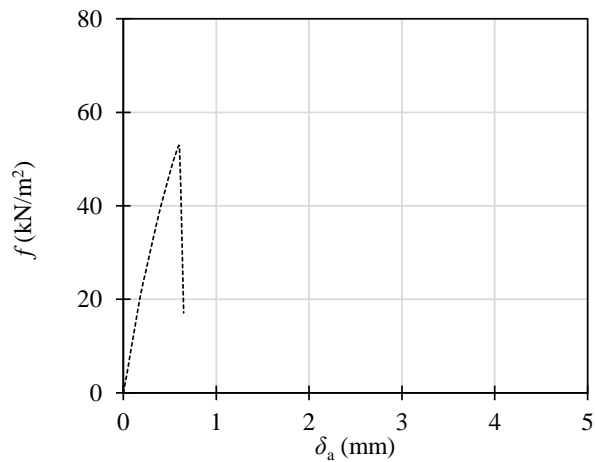
(1) S波試験



(2) P波試験

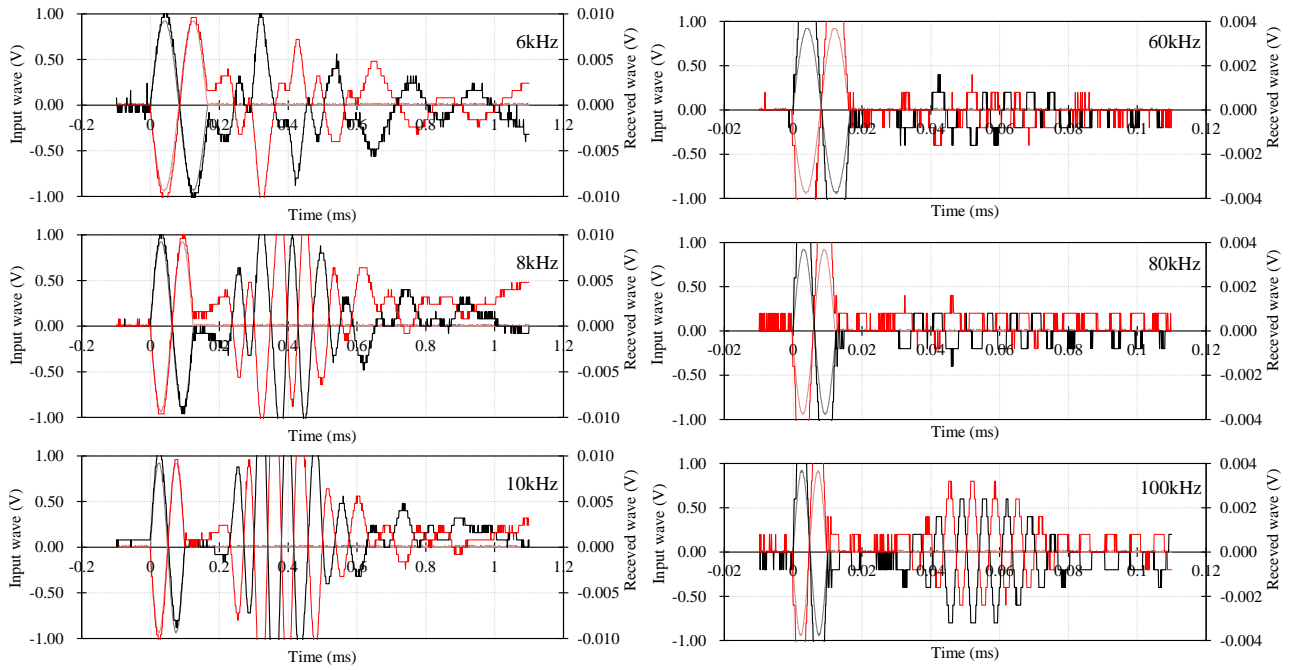


(3) 一軸圧縮試験



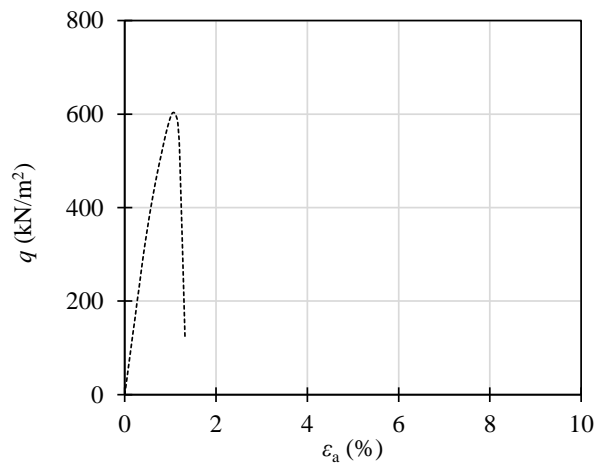
(4) 割裂引張試験

付図-6.14 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 7 日

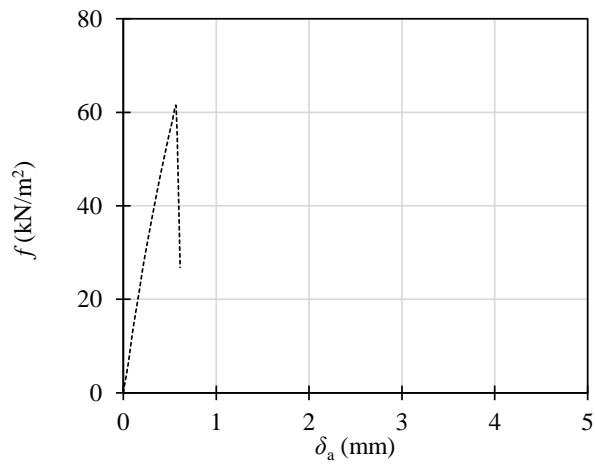


(1) S波試験

(2) P波試験

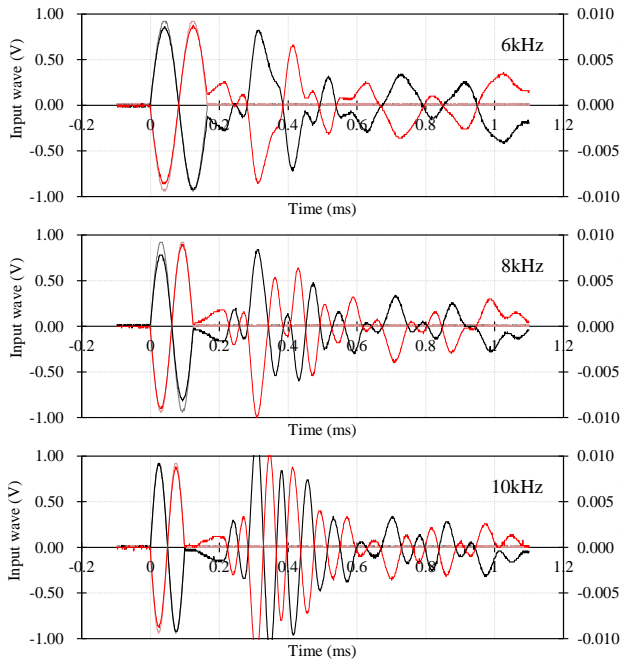


(3) 一軸圧縮試験

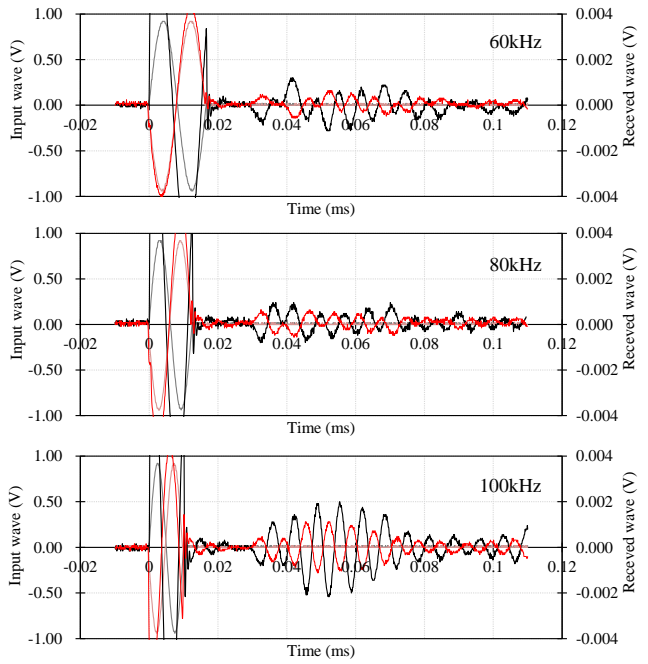


(4) 割裂引張試験

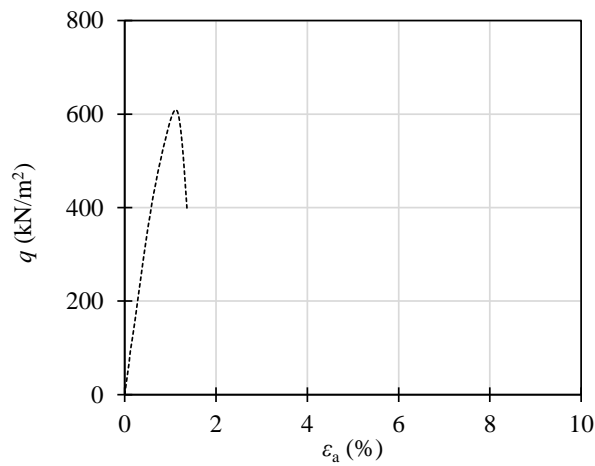
付図-6.15 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 14 日



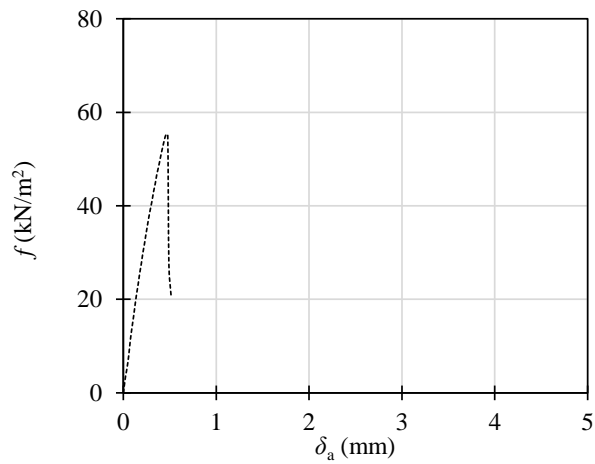
(1) S 波試験



(2) P 波試験

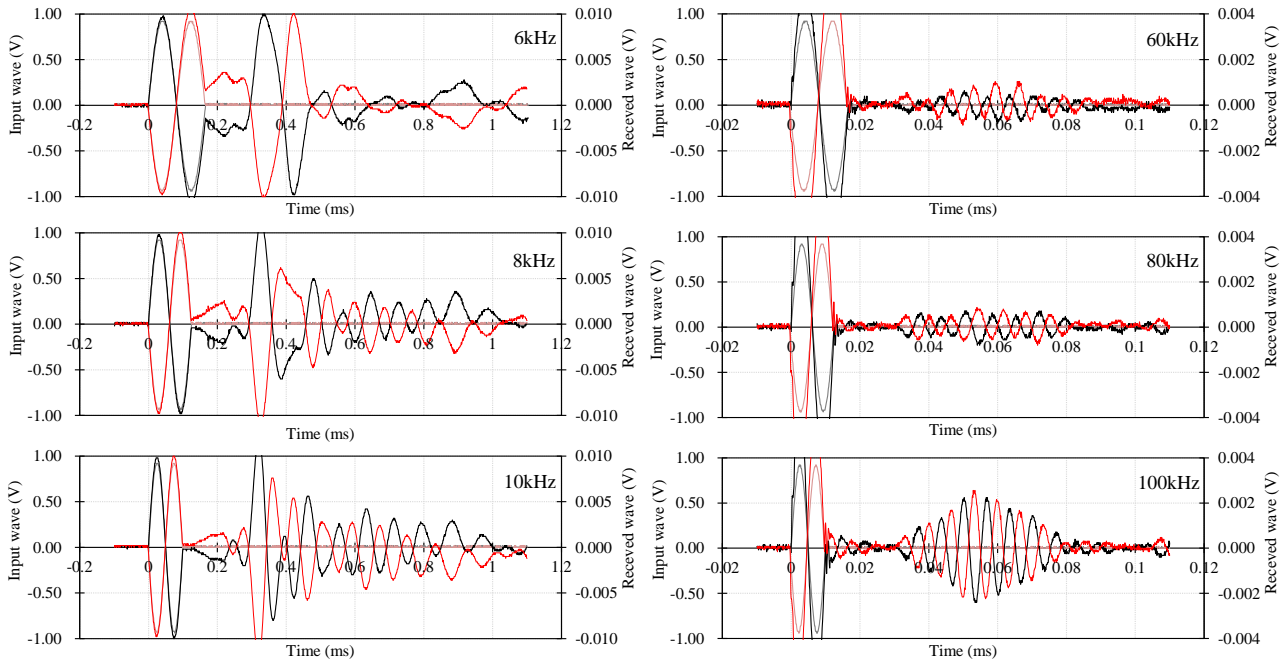


(3) 一軸圧縮試験



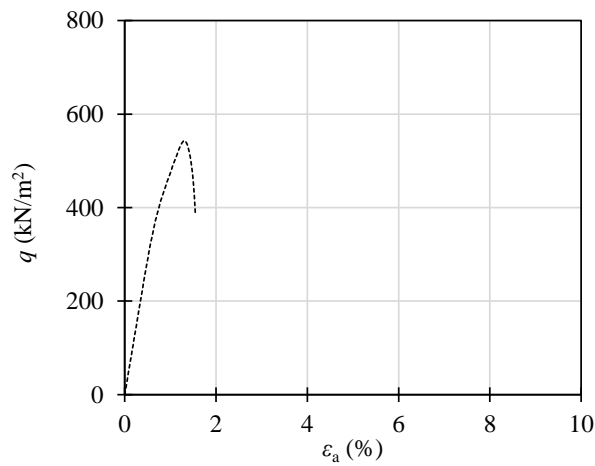
(4) 割裂引張試験

付図-6.16 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 28 日

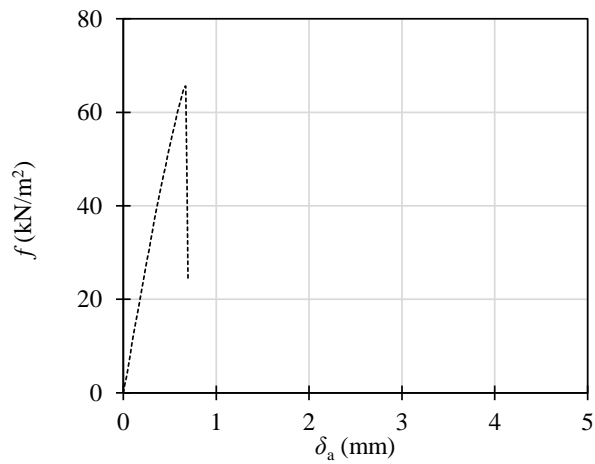


(1) S 波試験

(2) P 波試験

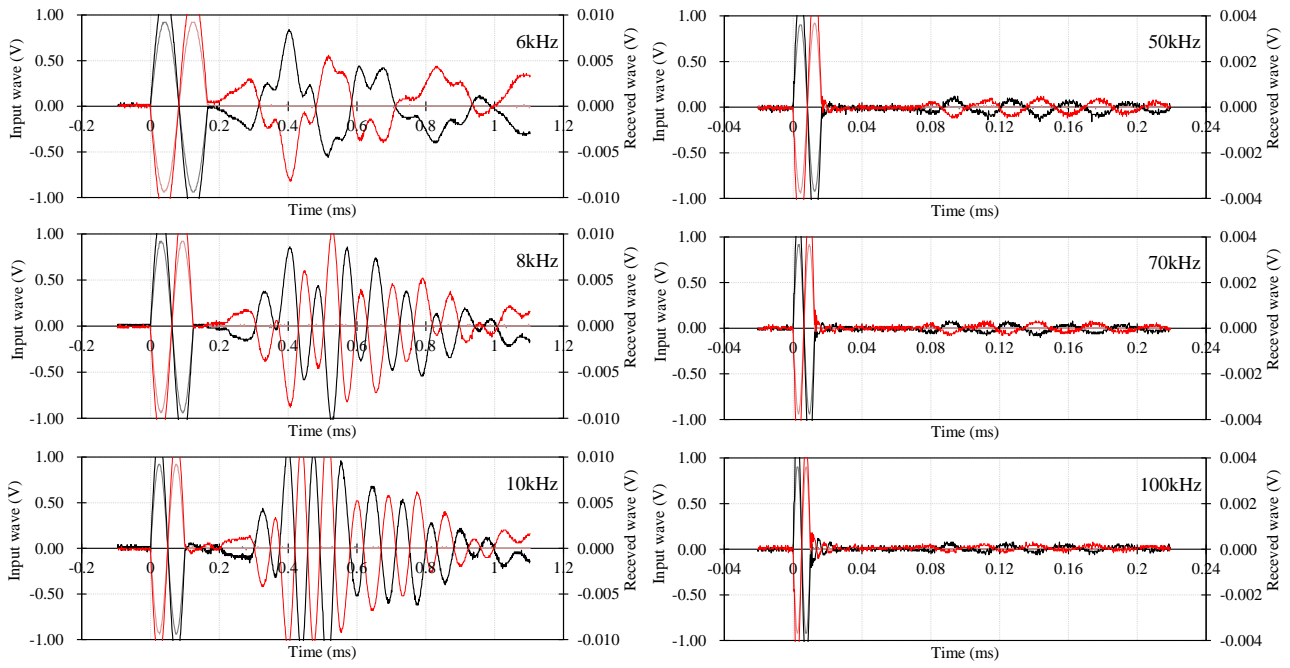


(3) 一軸圧縮試験



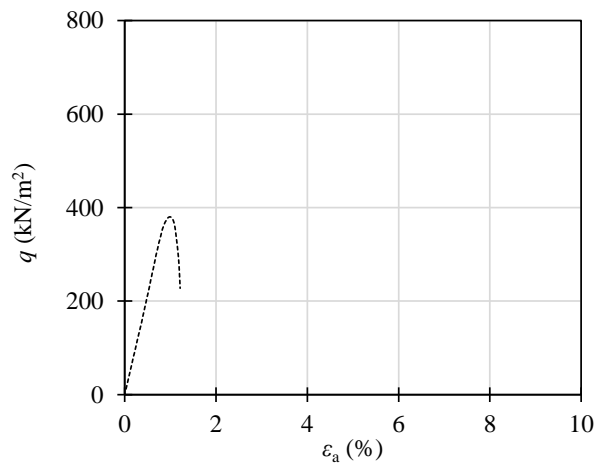
(4) 割裂引張試験

付図-6.17 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 80 日

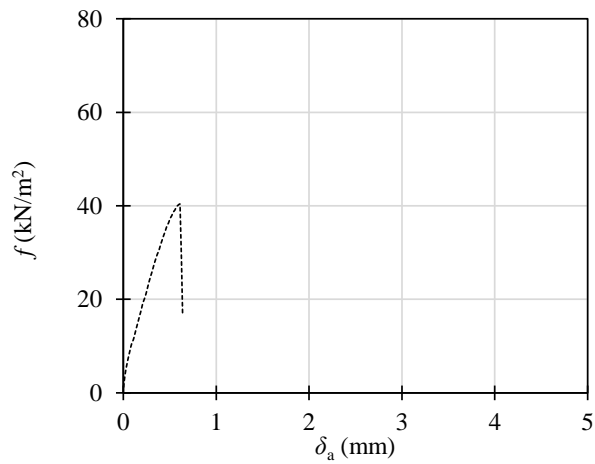


(1) S波試験

(2) P波試験

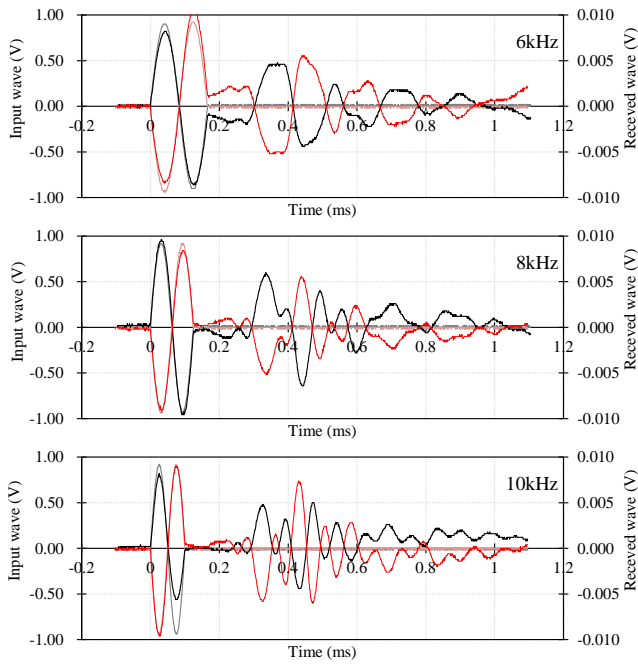


(3) 一軸圧縮試験

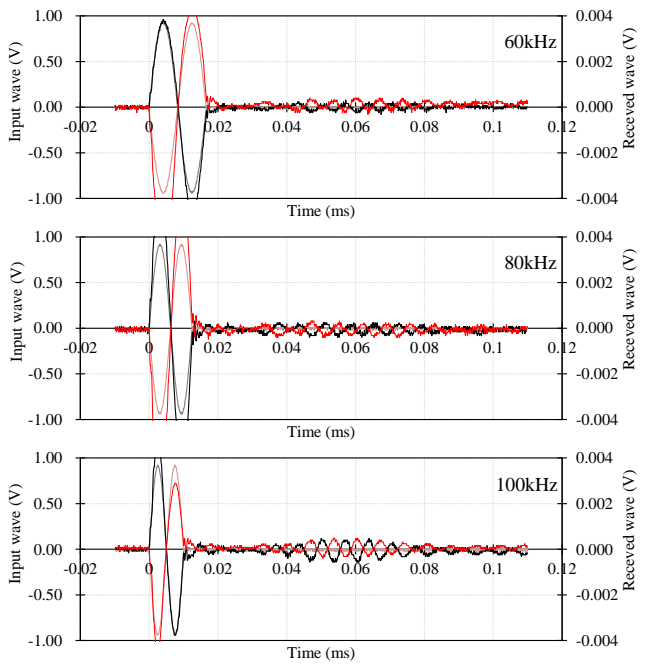


(4) 割裂引張試験

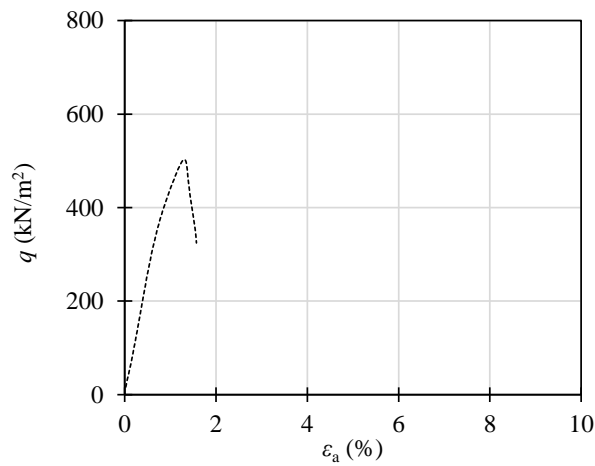
付図-6.18 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 180 日



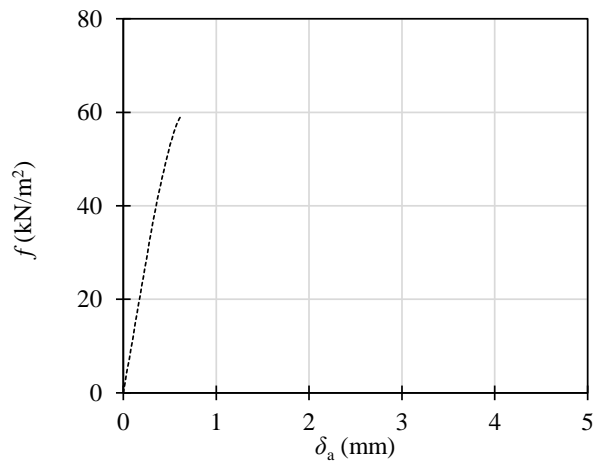
(1) S 波試験



(2) P 波試験

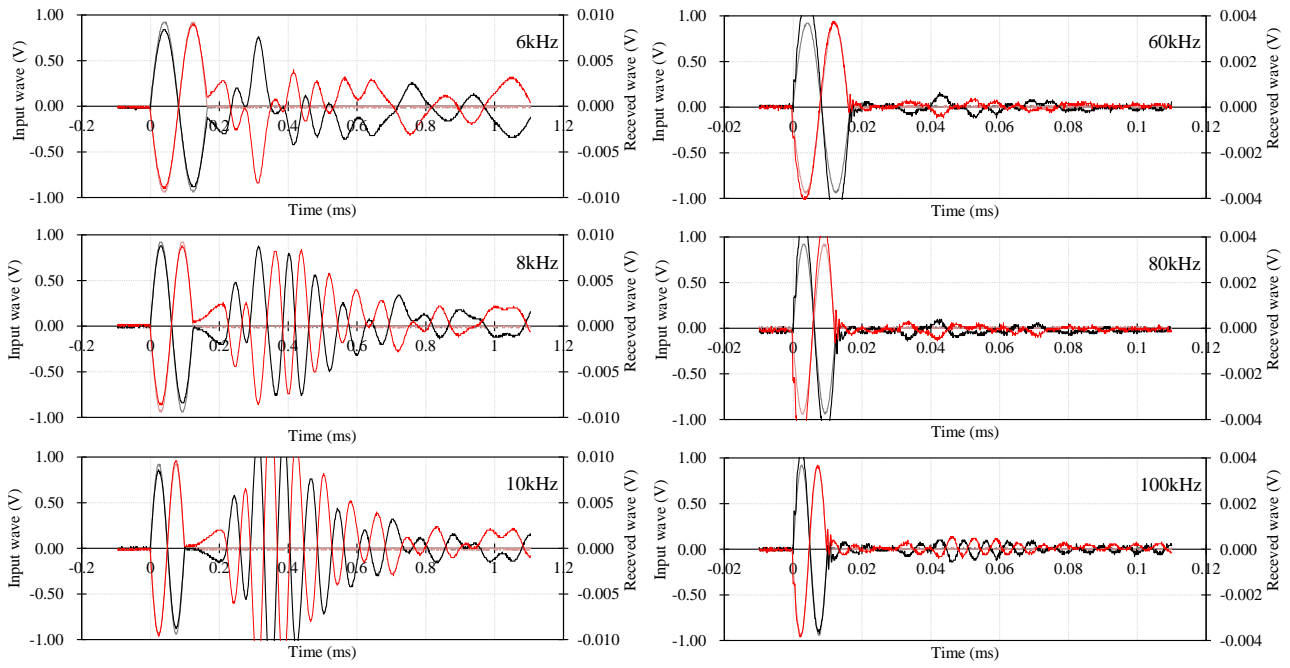


(3) 一軸圧縮試験



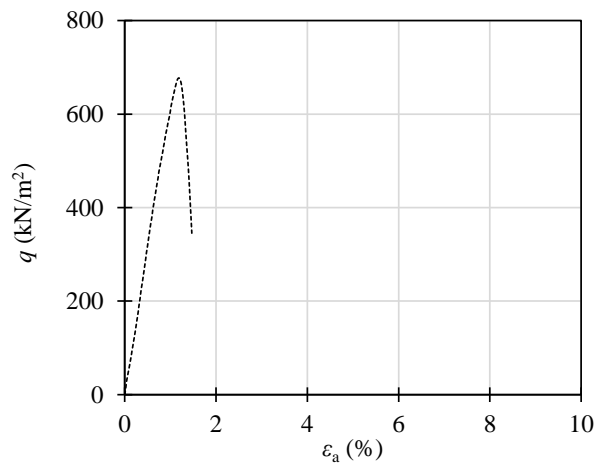
(4) 割裂引張試験

付図-6.19 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 300 日

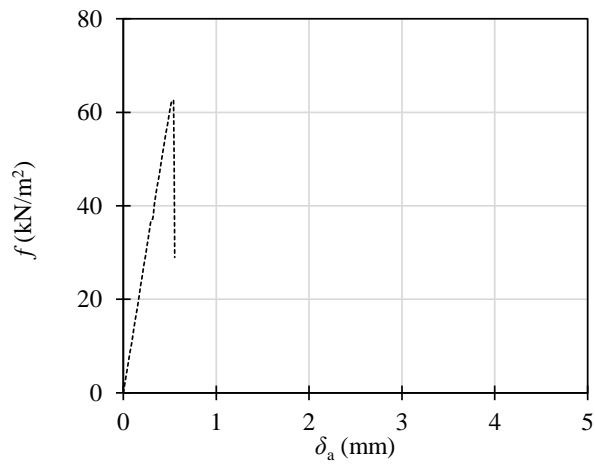


(1) S波試験

(2) P波試験

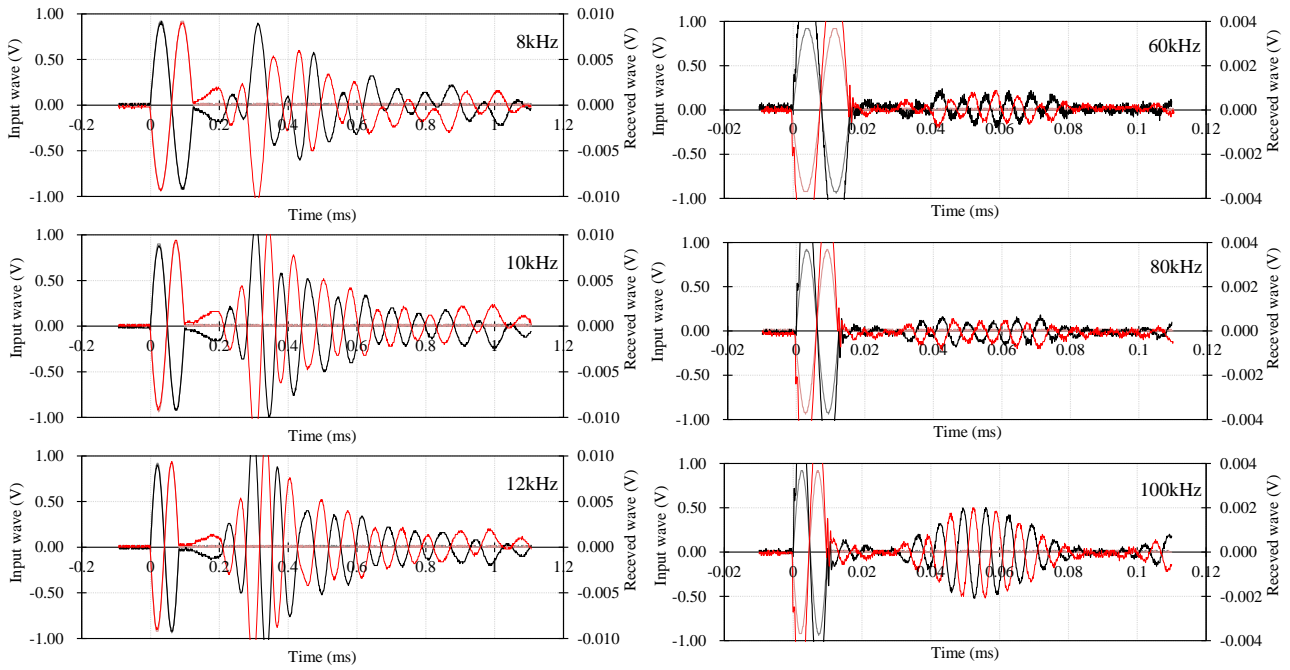


(3) 一軸圧縮試験



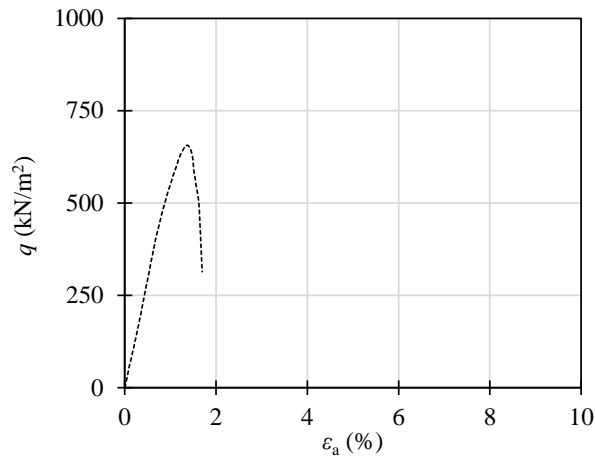
(4) 割裂引張試験

付図-6.20 豊浦砂, $D_r=80\%$, $C_s=9\%$, 材令 14 日

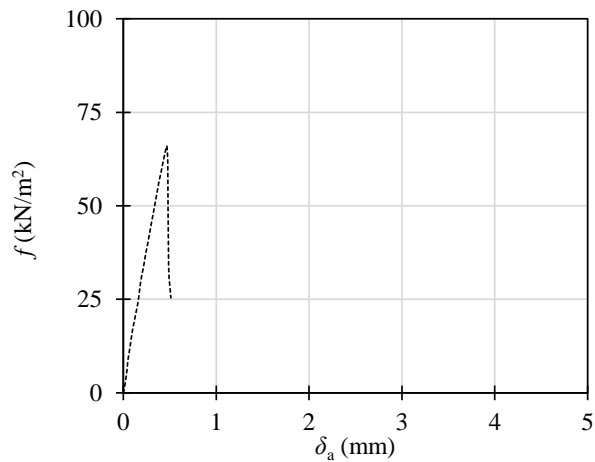


(1) S波試験

(2) P波試験

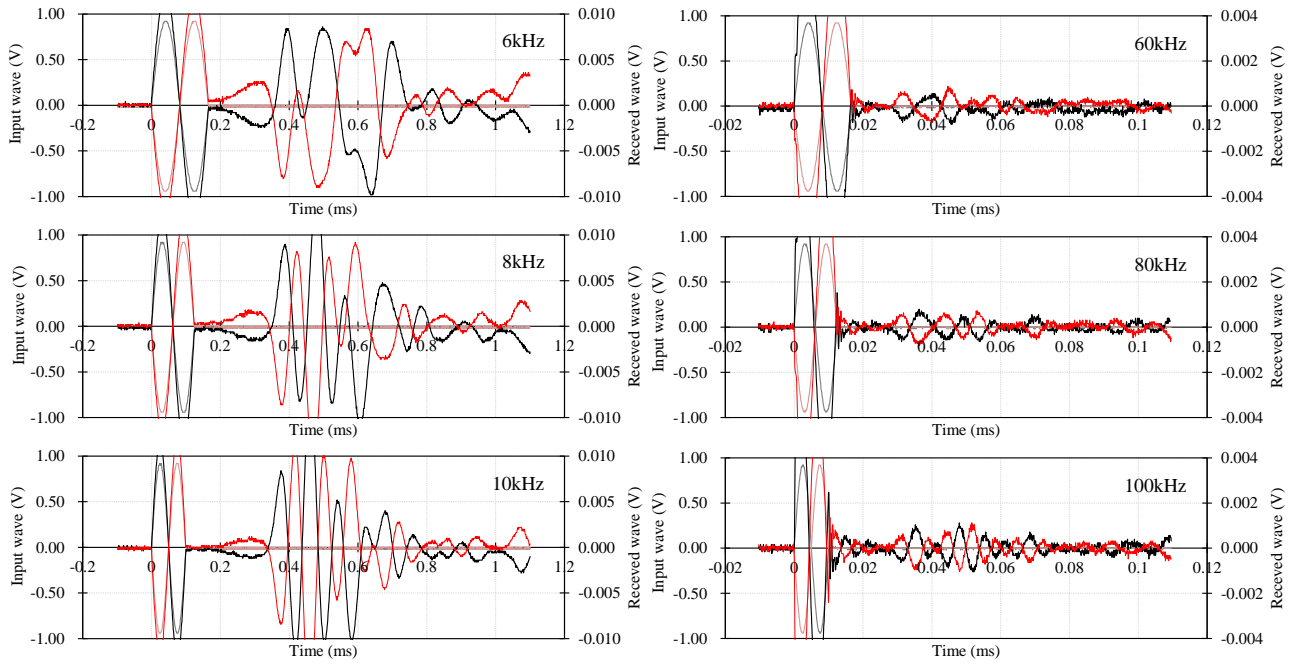


(3) 一軸圧縮試験



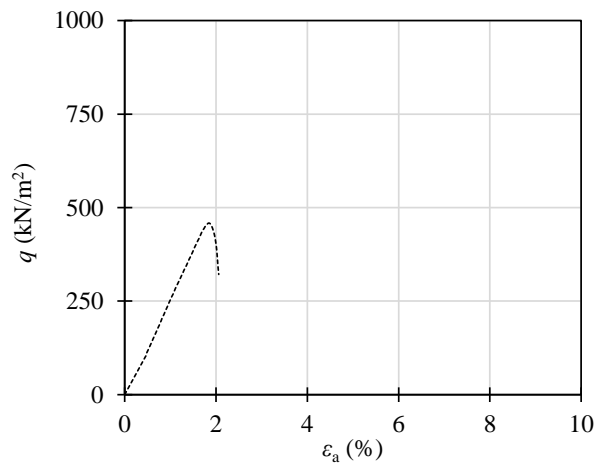
(4) 割裂引張試験

付図-6.21 豊浦砂, $D_r=40\%$, $C_s=12\%$, 材令 14 日

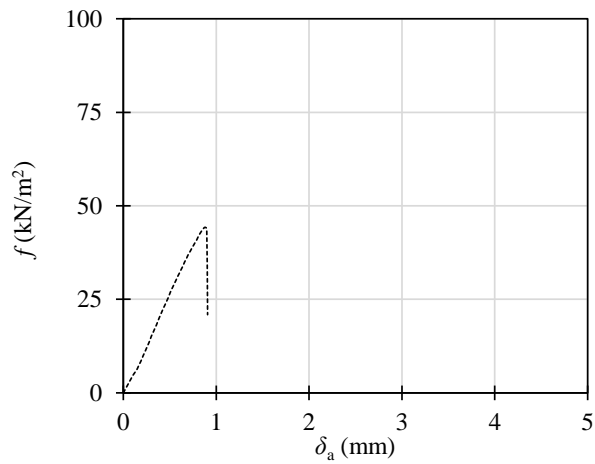


(1) S波試験

(2) P波試験

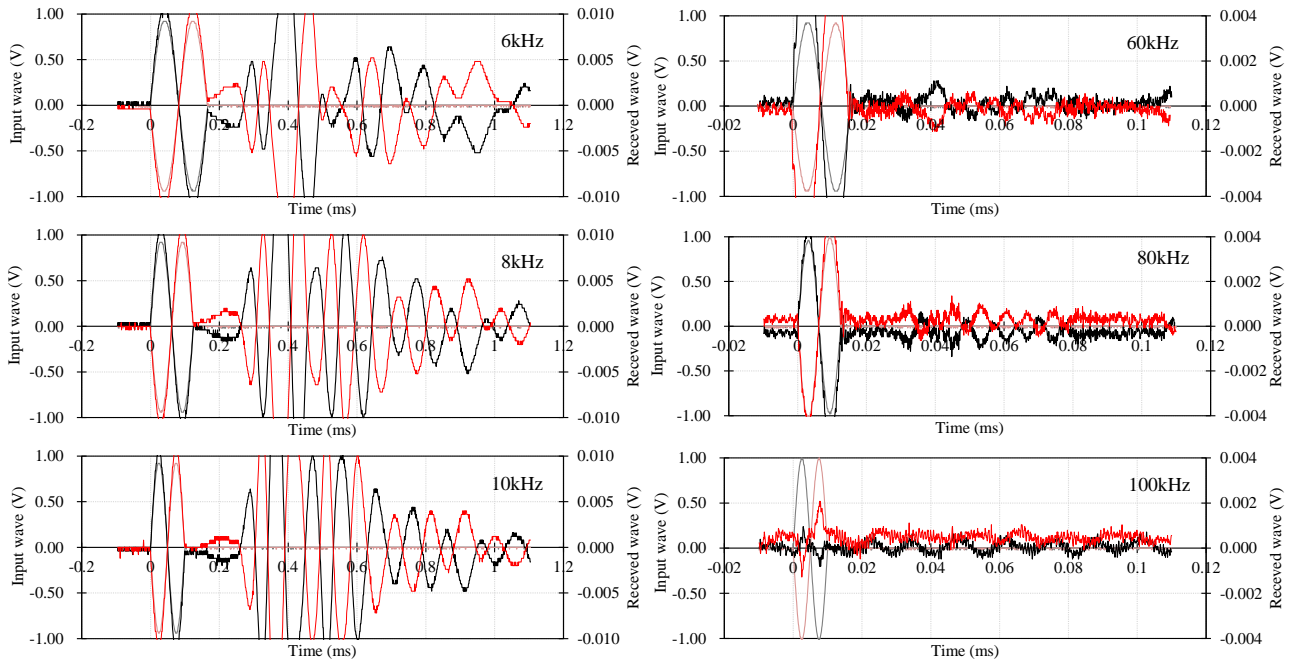


(3) 一軸圧縮試験



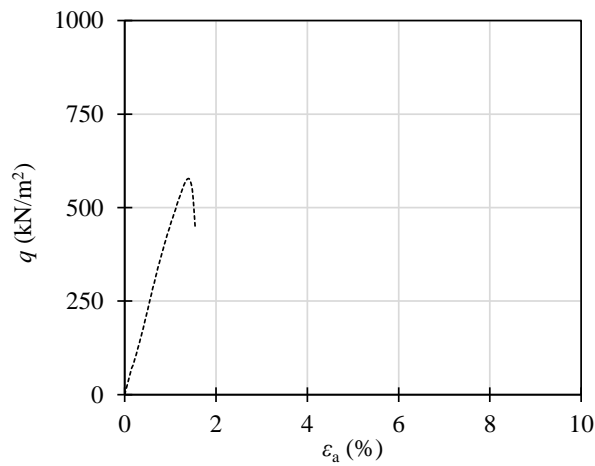
(4) 割裂引張試験

付図-6.22 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令1日

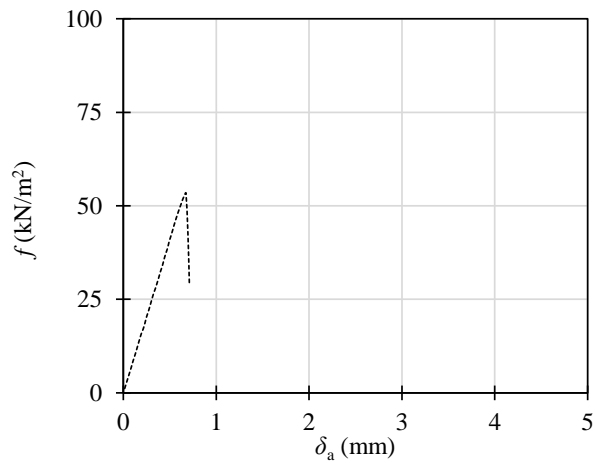


(1) S波試験

(2) P波試験

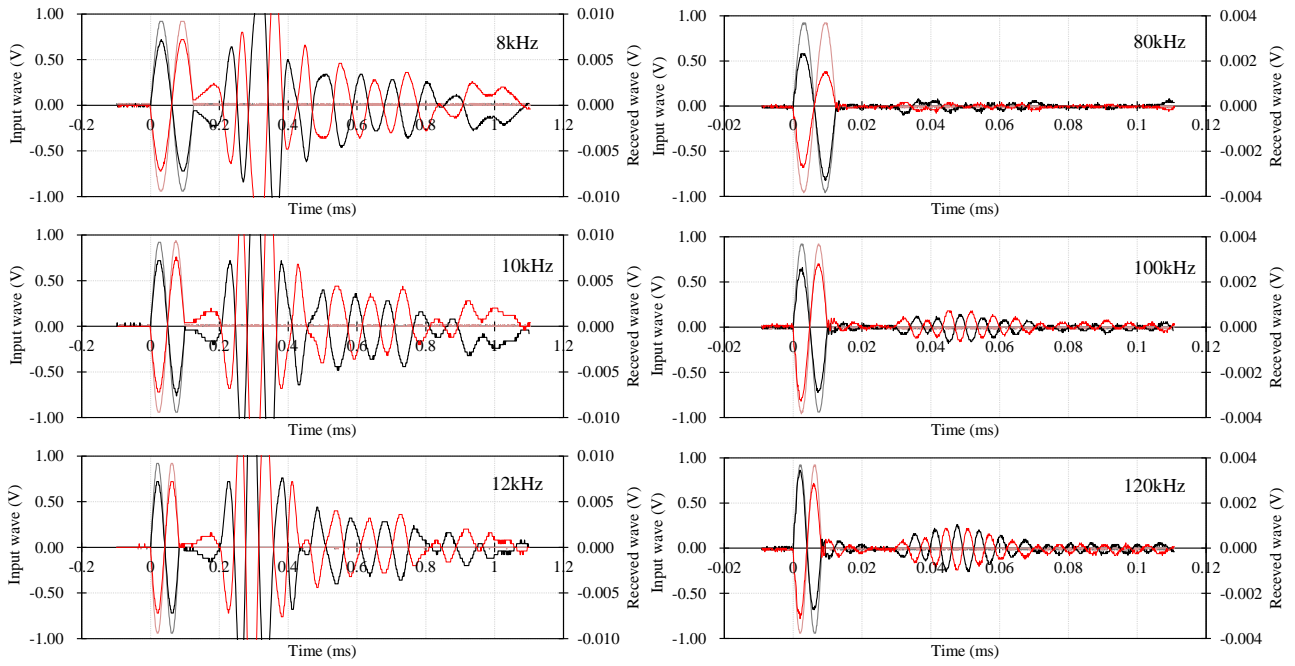


(3) 一軸圧縮試験



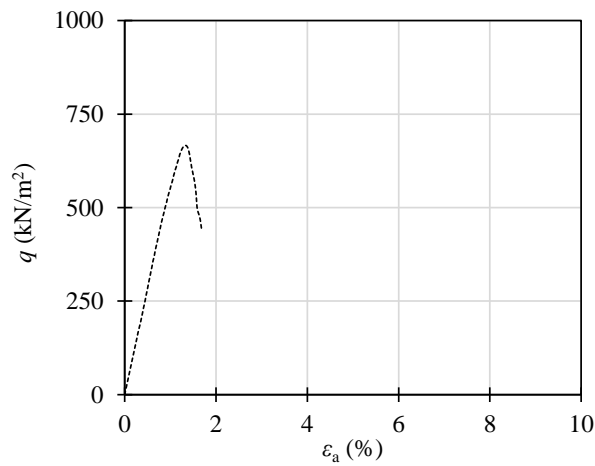
(4) 割裂引張試験

付図-6.23 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令3日

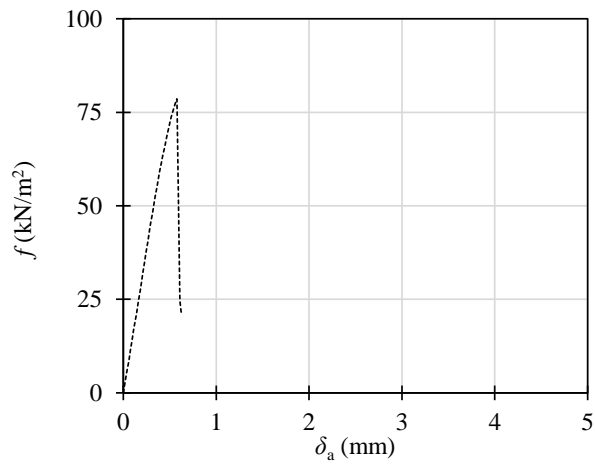


(1) S波試験

(2) P波試験

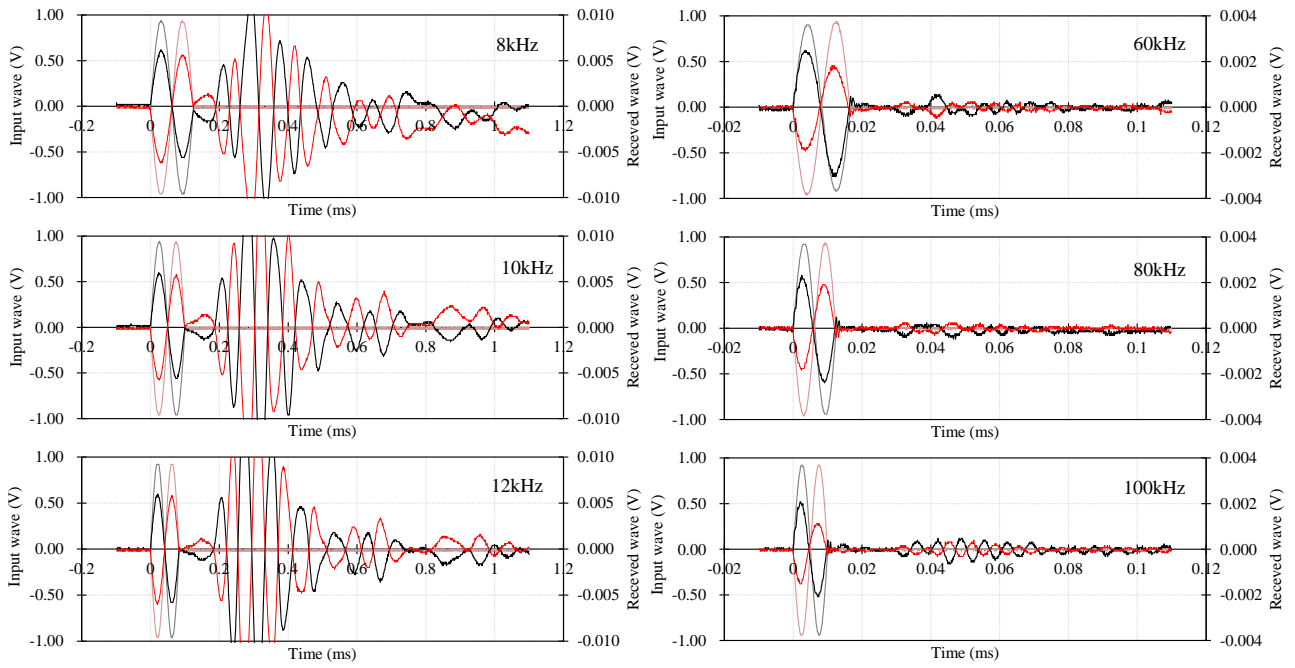


(3) 一軸圧縮試験



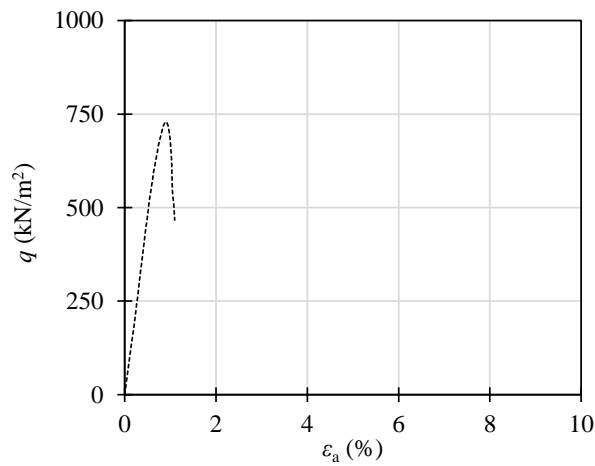
(4) 割裂引張試験

付図-6.24 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令7日

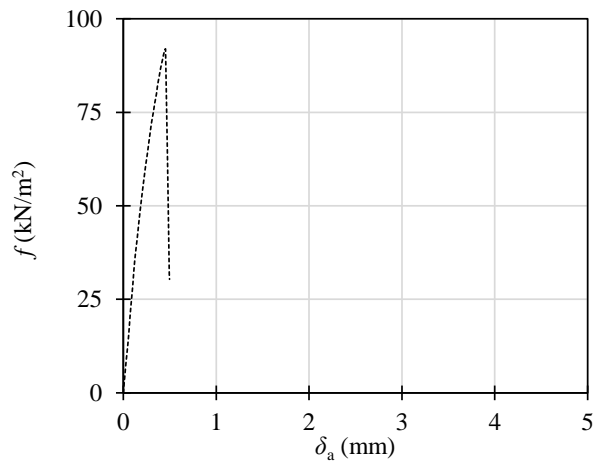


(1) S波試験

(2) P波試験

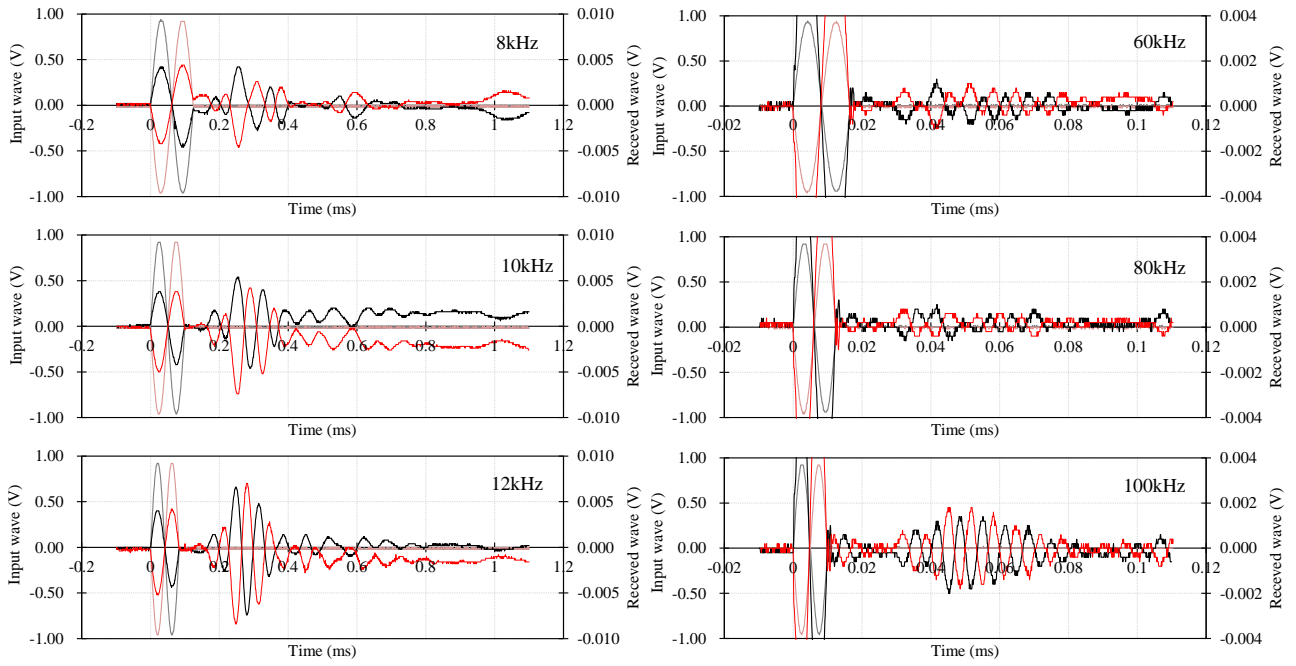


(3) 一軸圧縮試験



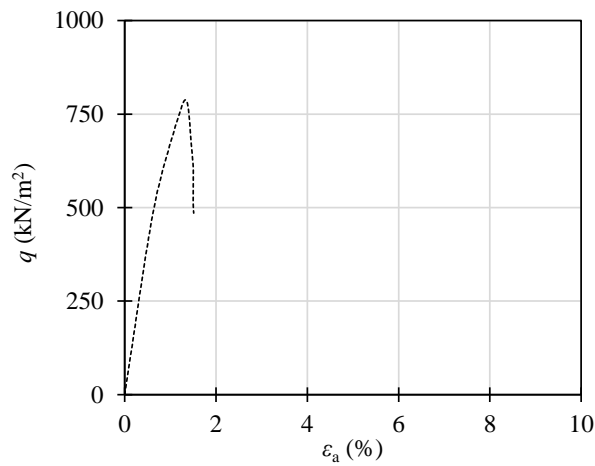
(4) 割裂引張試験

付図-6.25 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 14 日

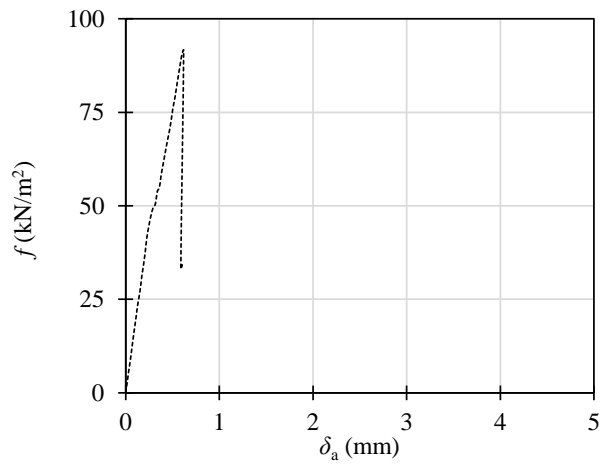


(1) S波試験

(2) P波試験

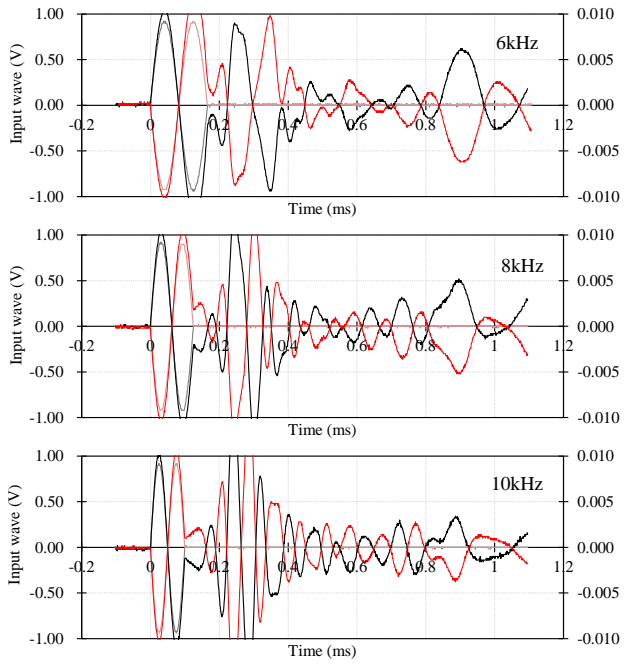


(3) 一軸圧縮試験

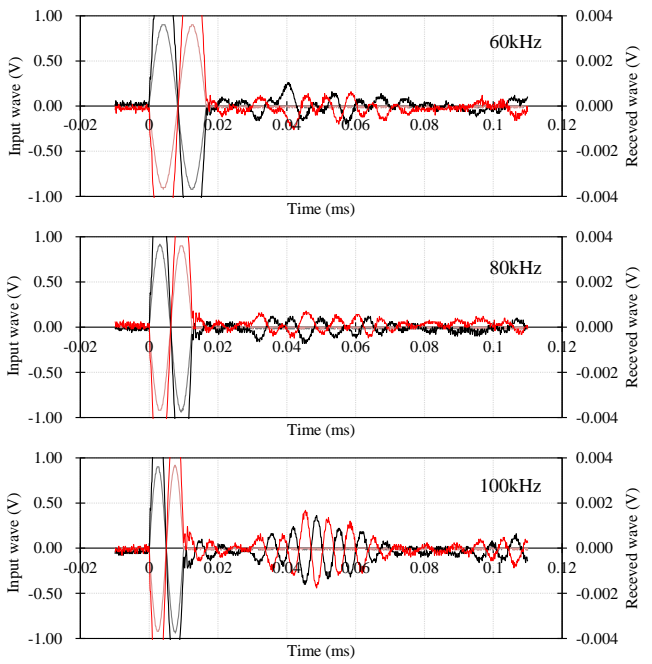


(4) 割裂引張試験

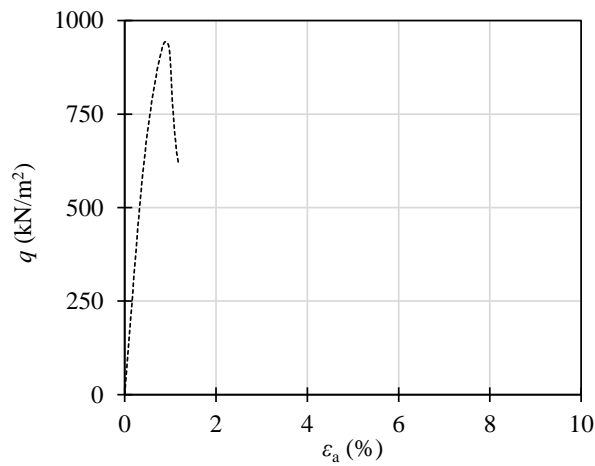
付図-6.26 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 28 日



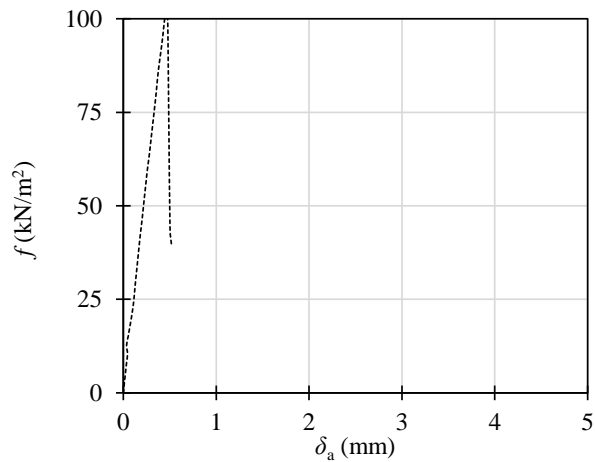
(1) S 波試験



(2) P 波試験

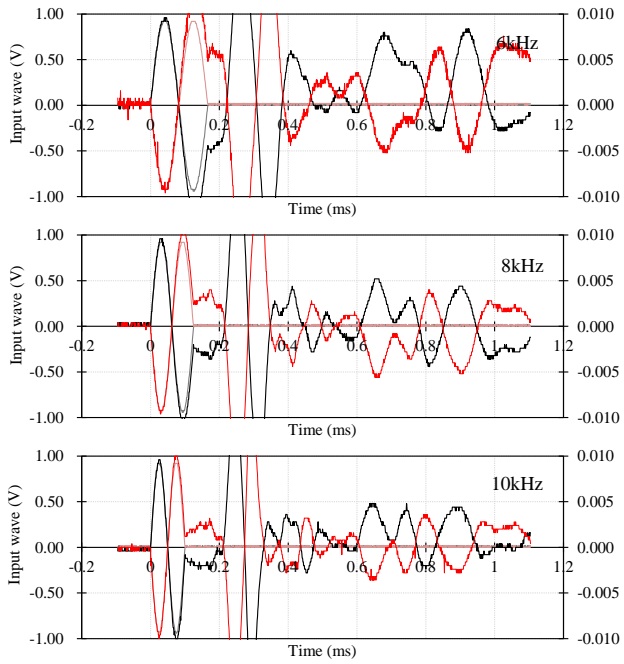


(3) 一軸圧縮試験

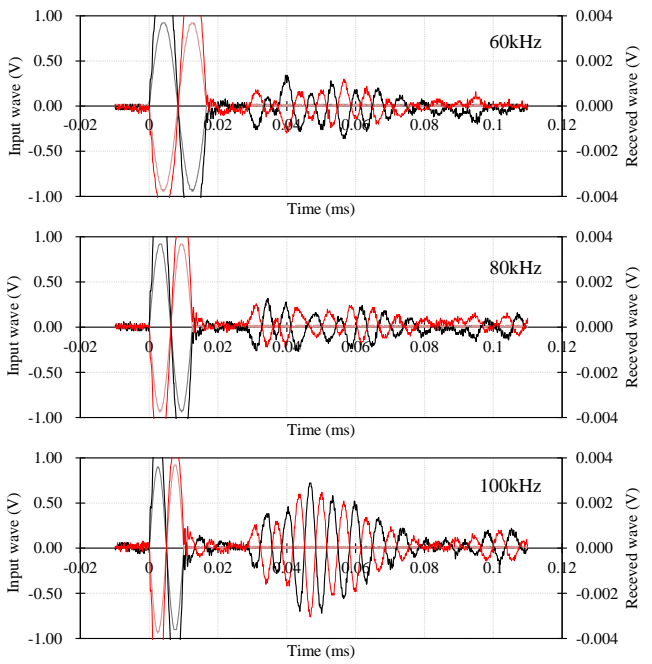


(4) 割裂引張試験

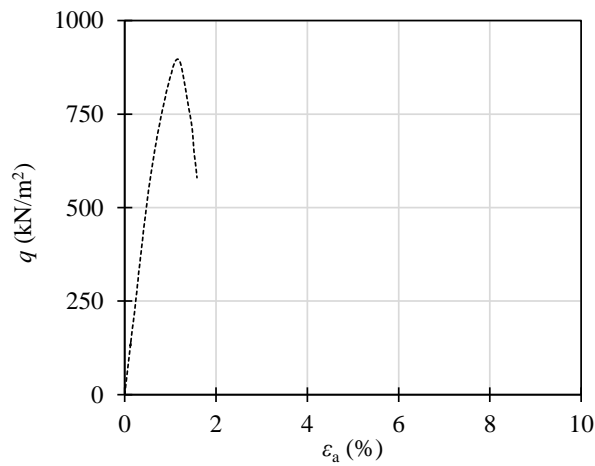
付図-6.27 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 80 日



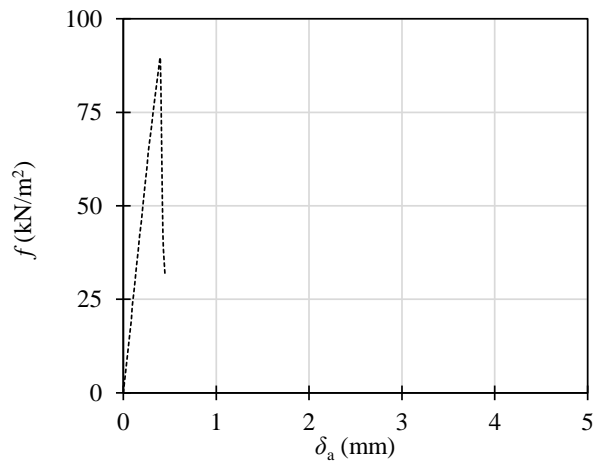
(1) S波試験



(2) P波試験

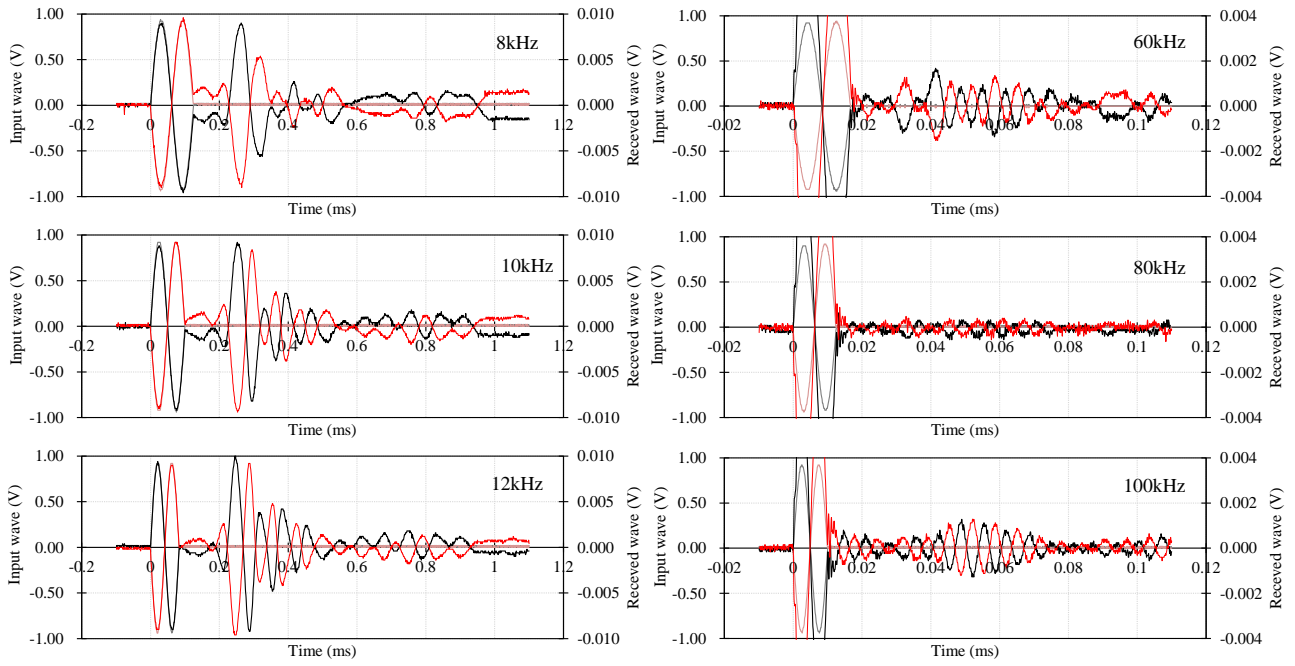


(3) 一軸圧縮試験



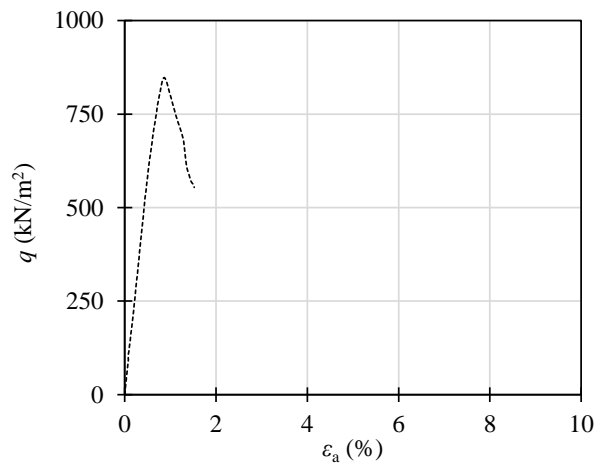
(4) 割裂引張試験

付図-6.28 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 180 日

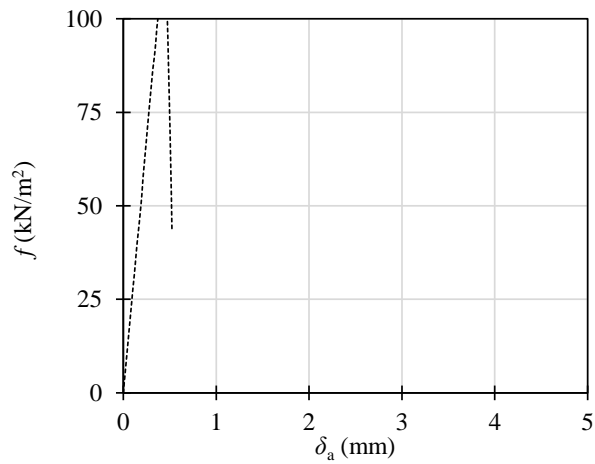


(1) S波試験

(2) P波試験

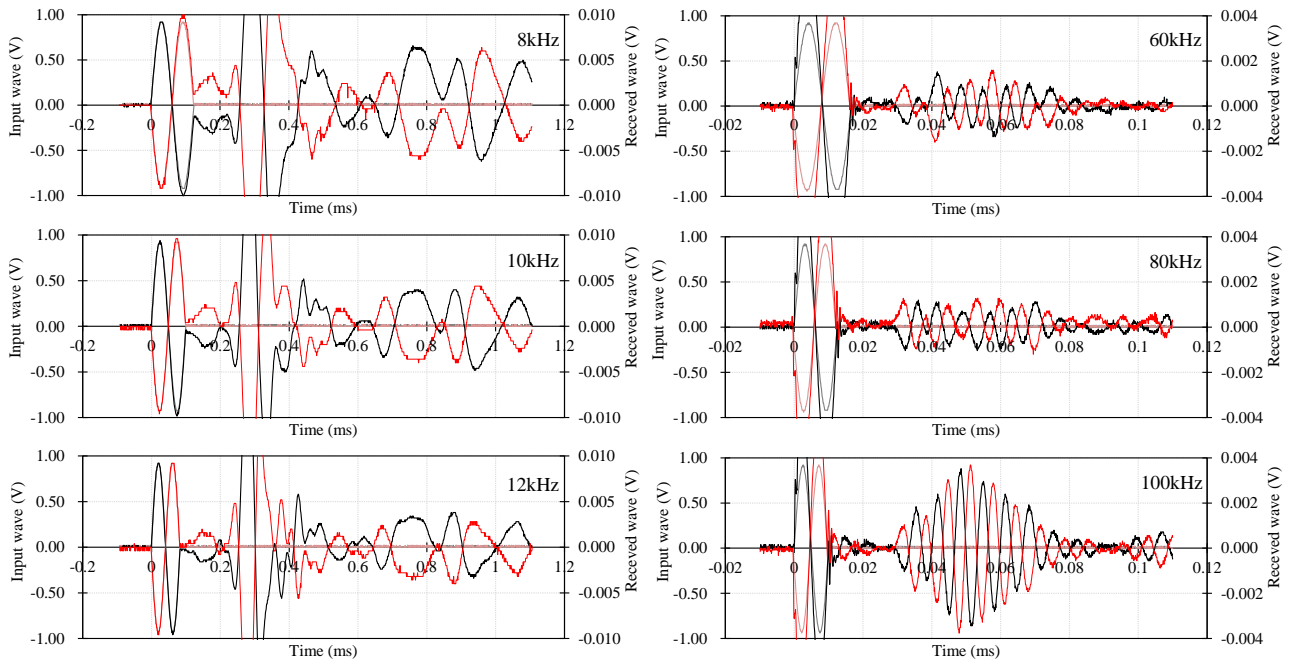


(3) 一軸圧縮試験



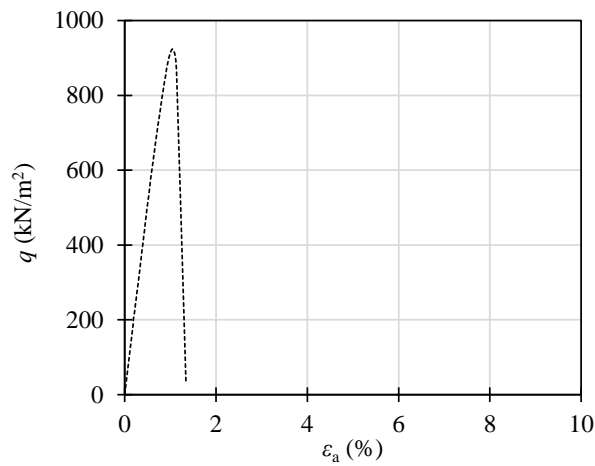
(4) 割裂引張試験

付図-6.29 豊浦砂, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 300 日

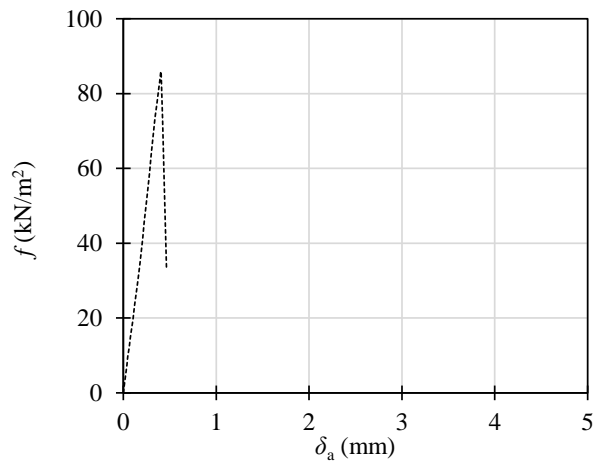


(1) S波試験

(2) P波試験

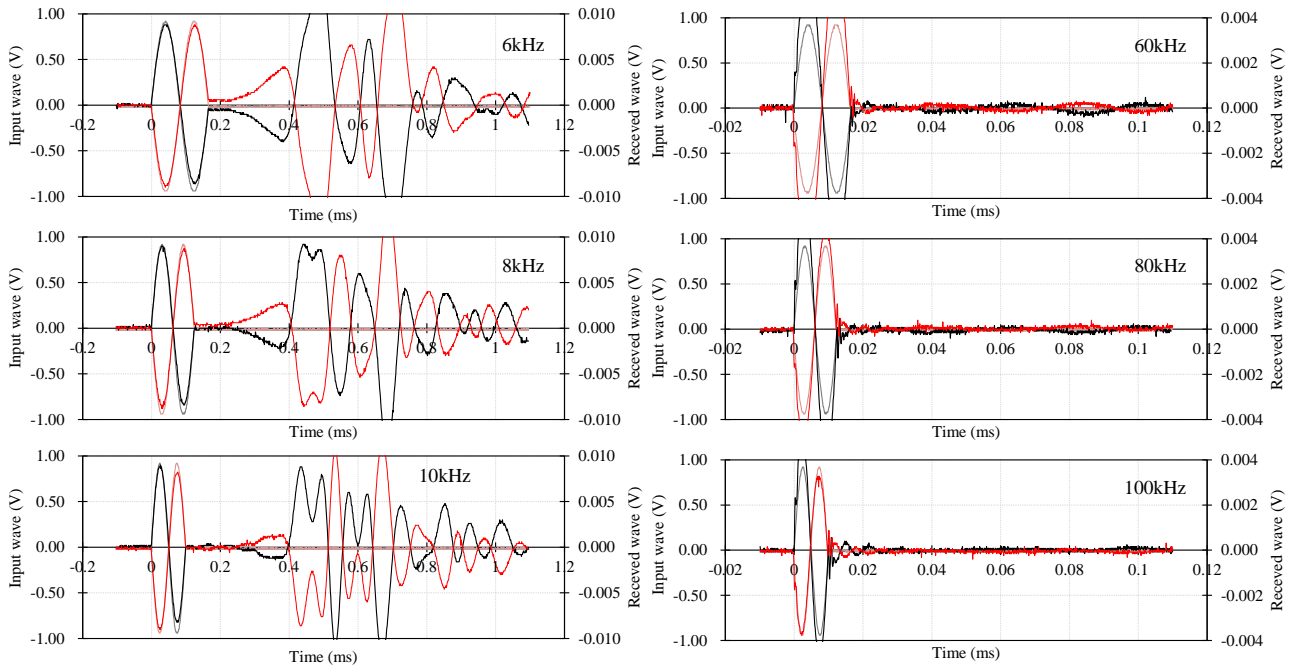


(3) 一軸圧縮試験



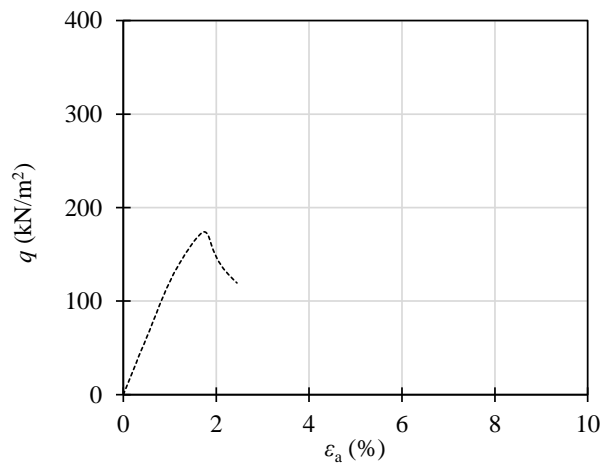
(4) 割裂引張試験

付図-6.30 豊浦砂, $D_r=80\%$, $C_s=12\%$, 材令 14 日

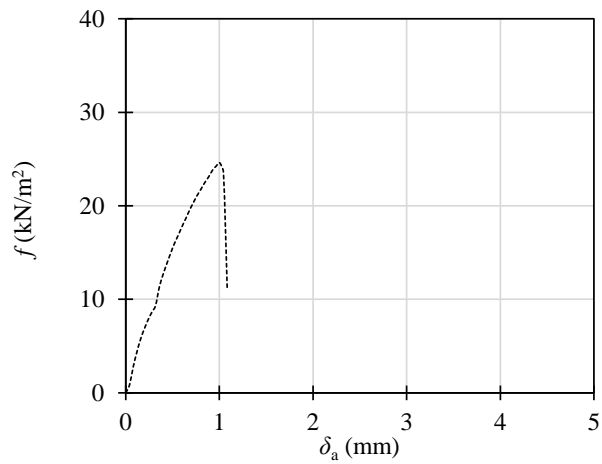


(1) S波試験

(2) P波試験

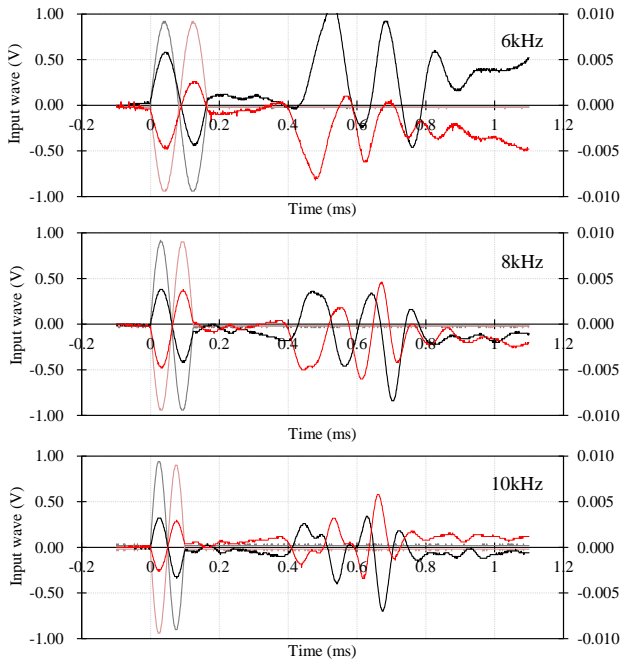


(3) 一軸圧縮試験

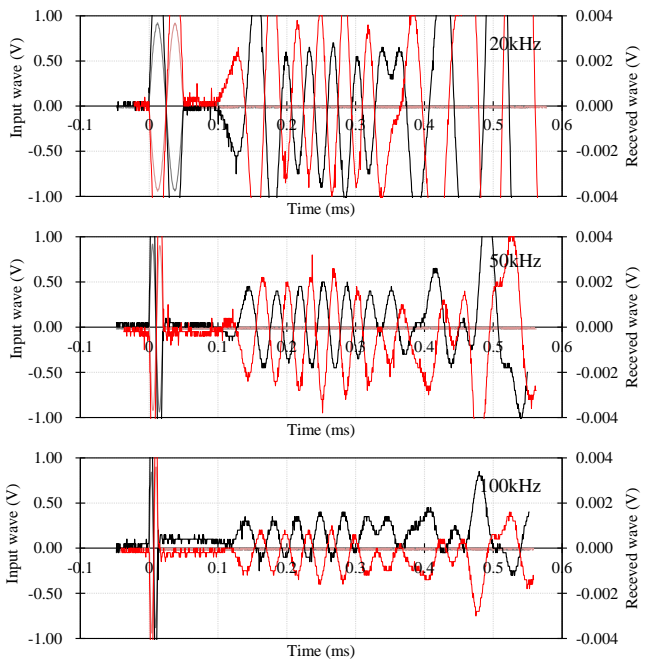


(4) 割裂引張試験

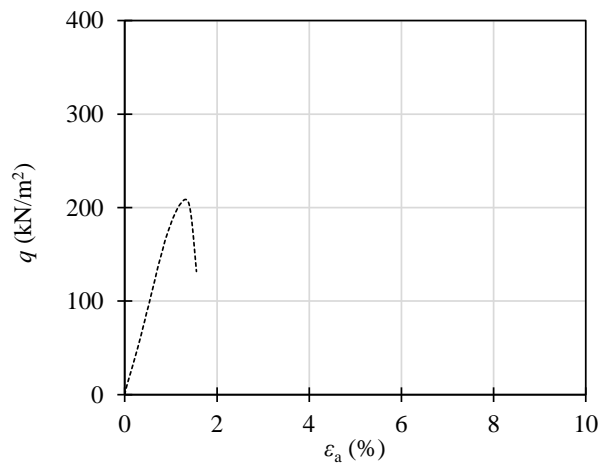
付図-6.31 珪砂6号, $D_r=40\%$, $C_s=6\%$, 材令14日



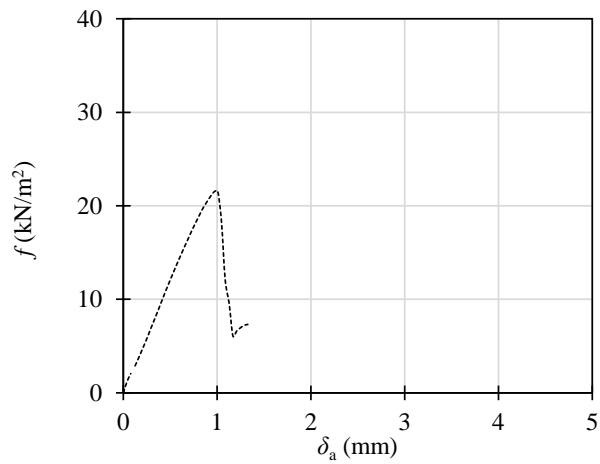
(1) S波試験



(2) P波試験

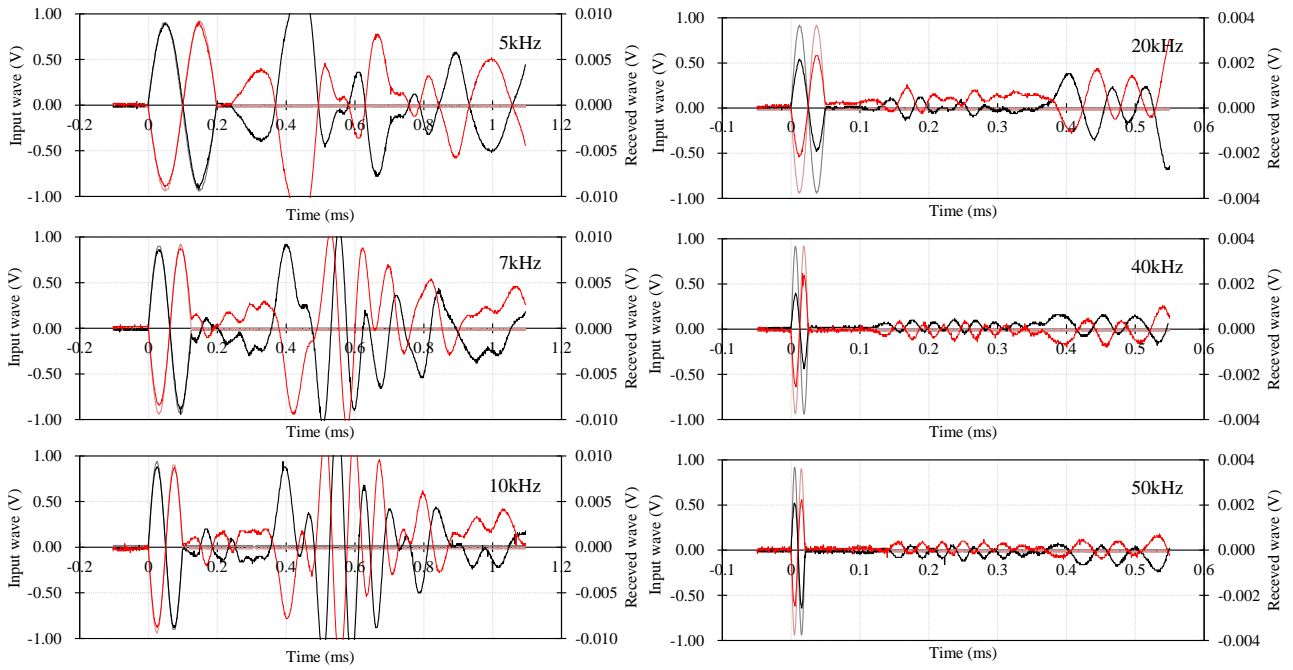


(3) 一軸圧縮試験



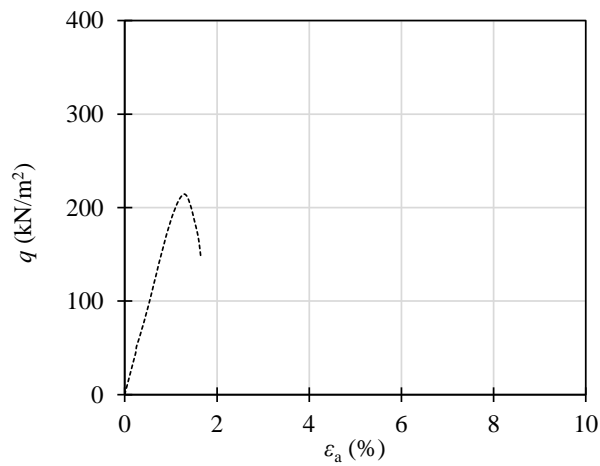
(4) 割裂引張試験

付図-6.32 珪砂6号, $D_f=60\%$, $C_s=6\%$, 材令1日

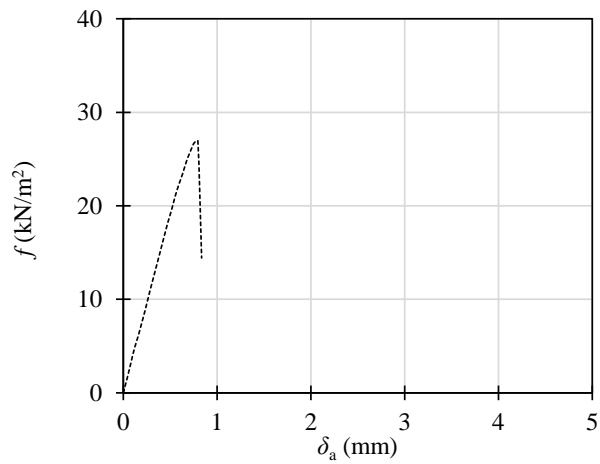


(1) S波試験

(2) P波試験

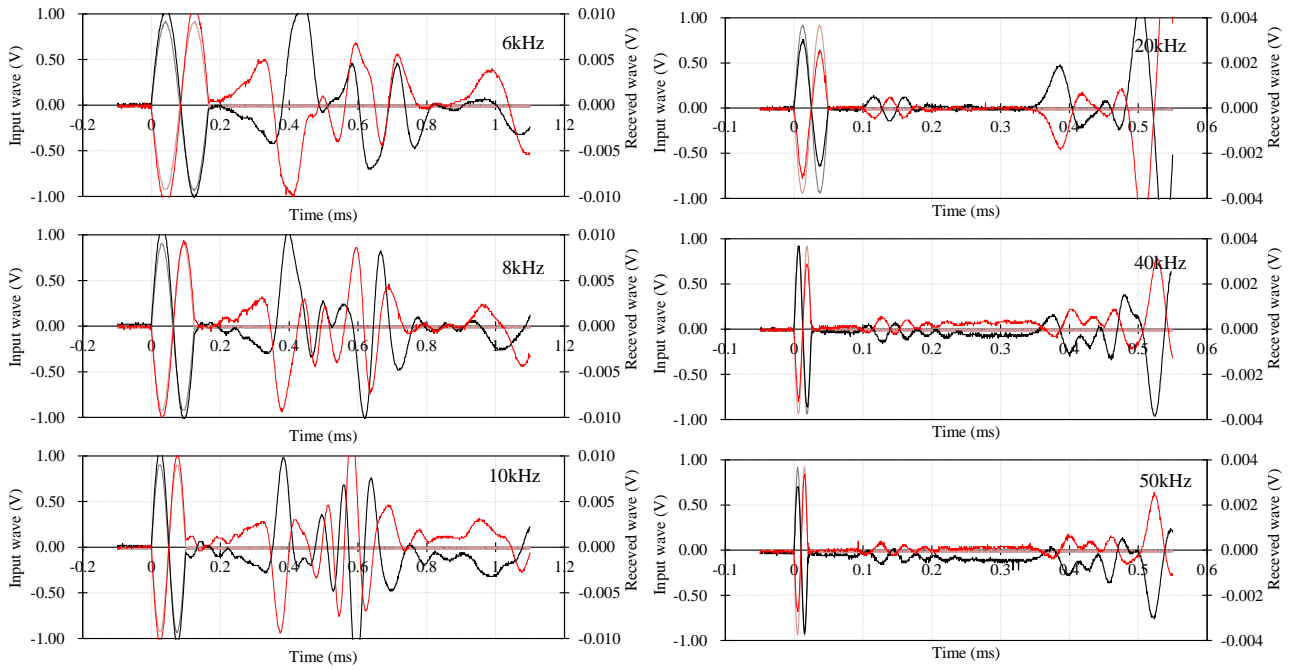


(3) 一軸圧縮試験



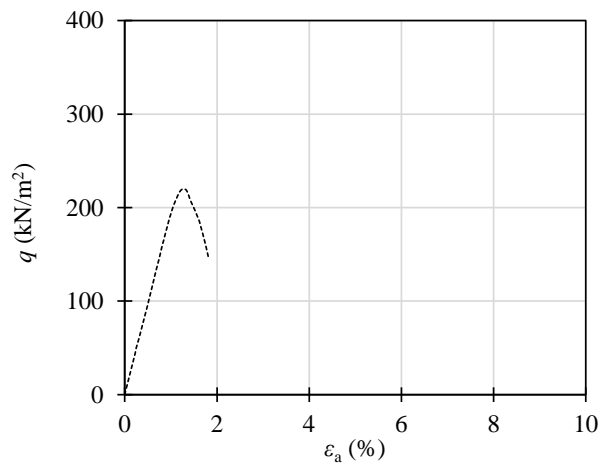
(4) 割裂引張試験

付図-6.33 珪砂6号, $D_f=60\%$, $C_s=6\%$, 材令3日

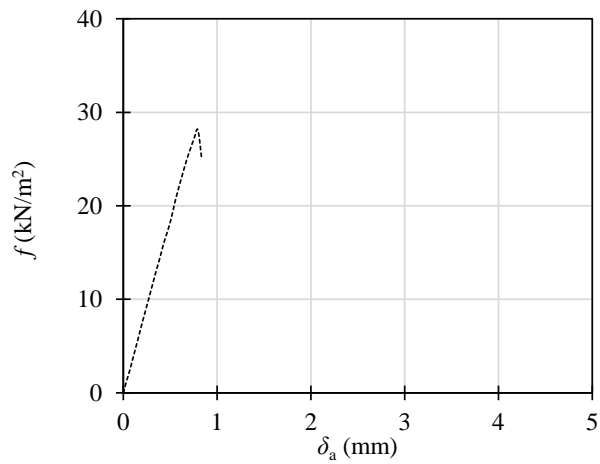


(1) S波試験

(2) P波試験

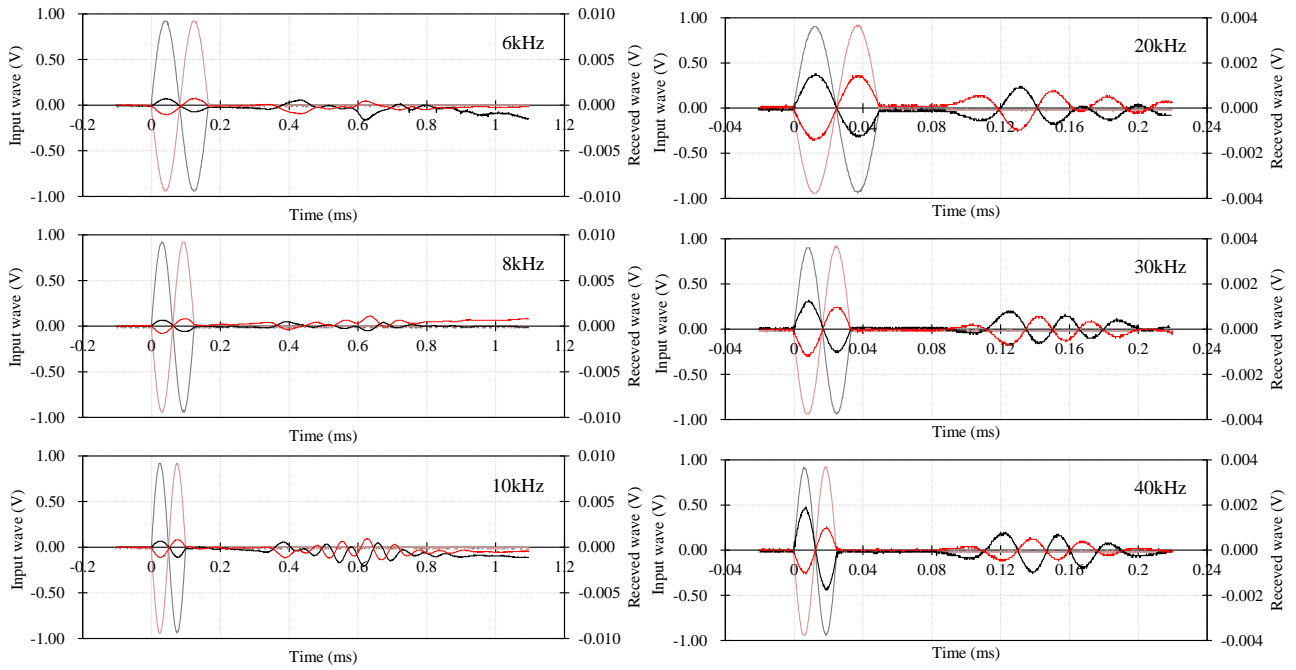


(3) 一軸圧縮試験



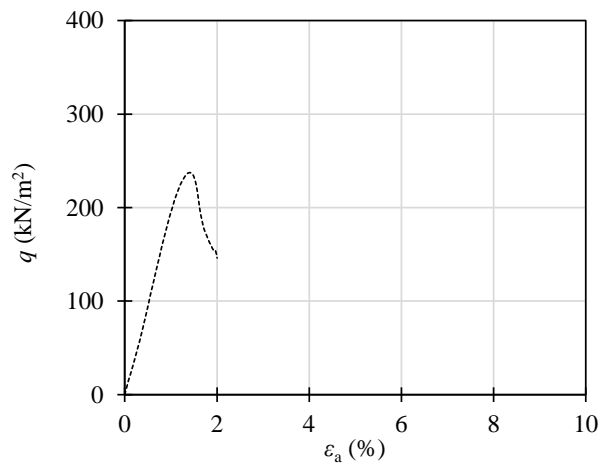
(4) 割裂引張試験

付図-6.34 珪砂6号, $D_f=60\%$, $C_s=6\%$, 材令7日

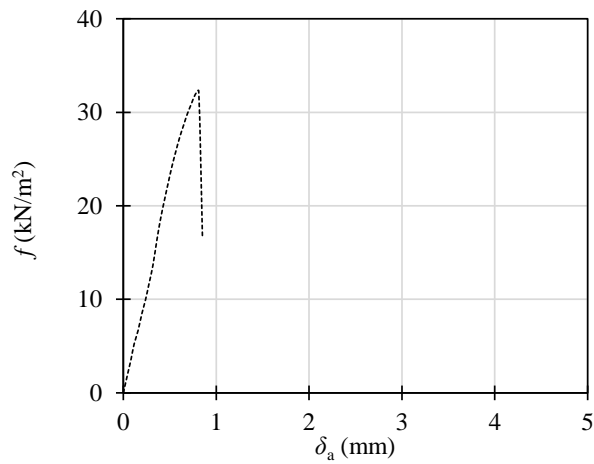


(1) S波試験

(2) P波試験

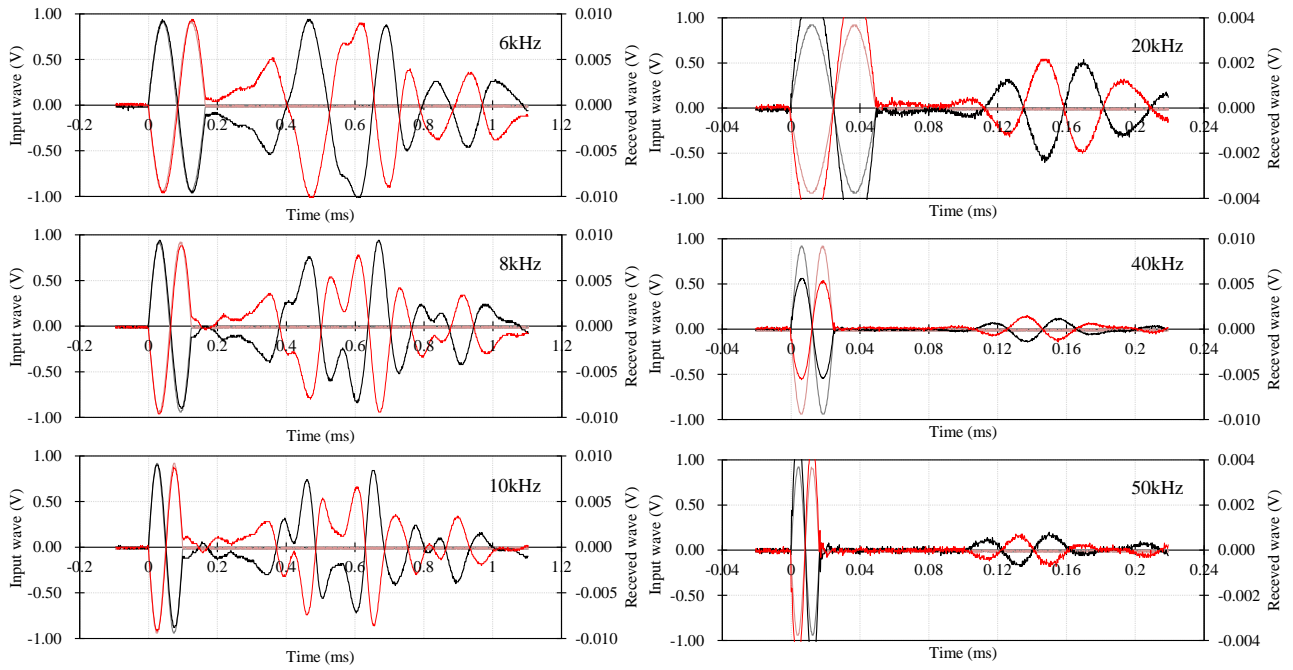


(3) 一軸圧縮試験



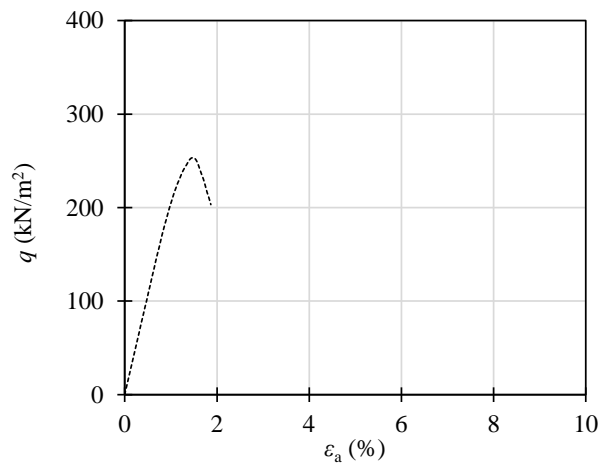
(4) 割裂引張試験

付図-6.35 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令14日

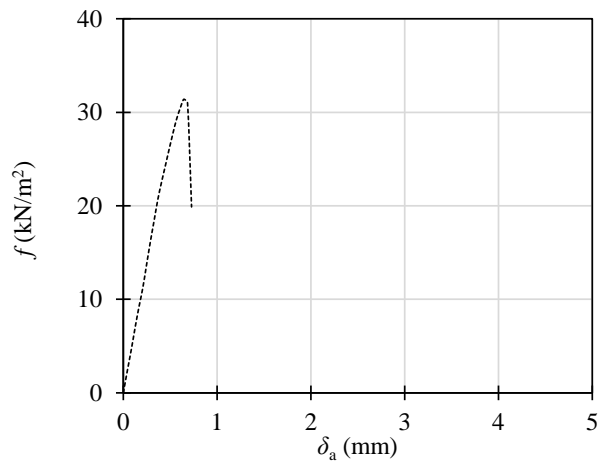


(1) S波試験

(2) P波試験

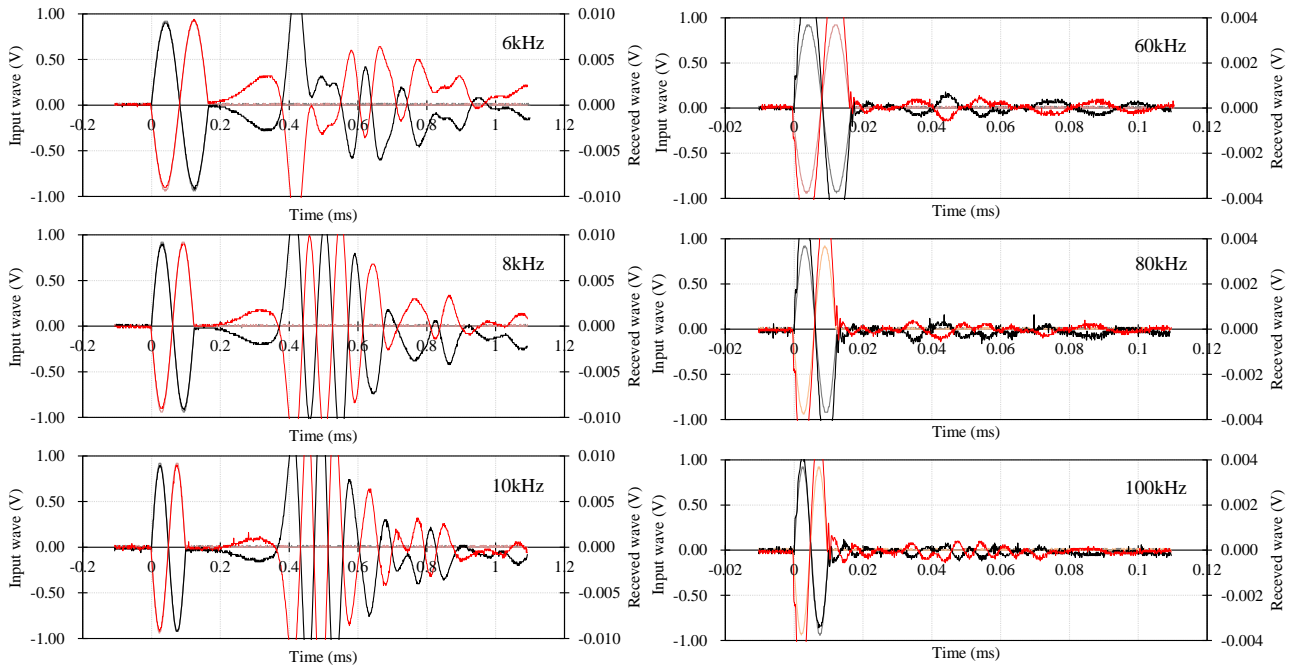


(3) 一軸圧縮試験



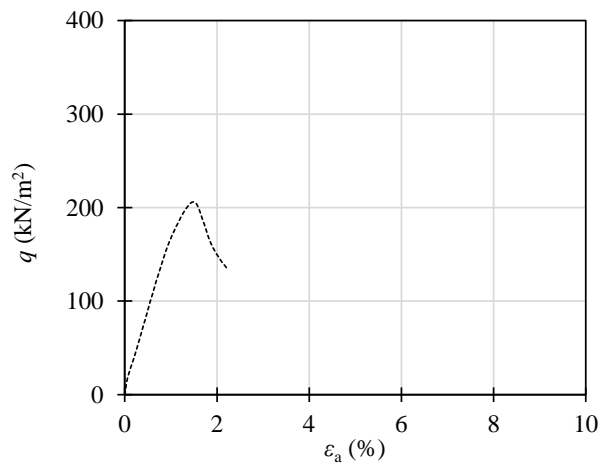
(4) 割裂引張試験

付図-6.36 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令28日

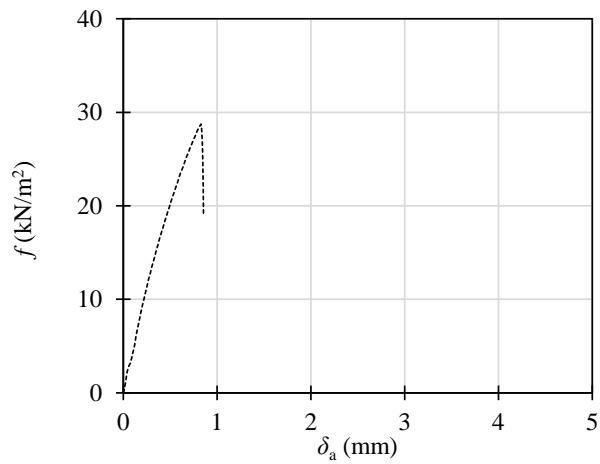


(1) S波試験

(2) P波試験

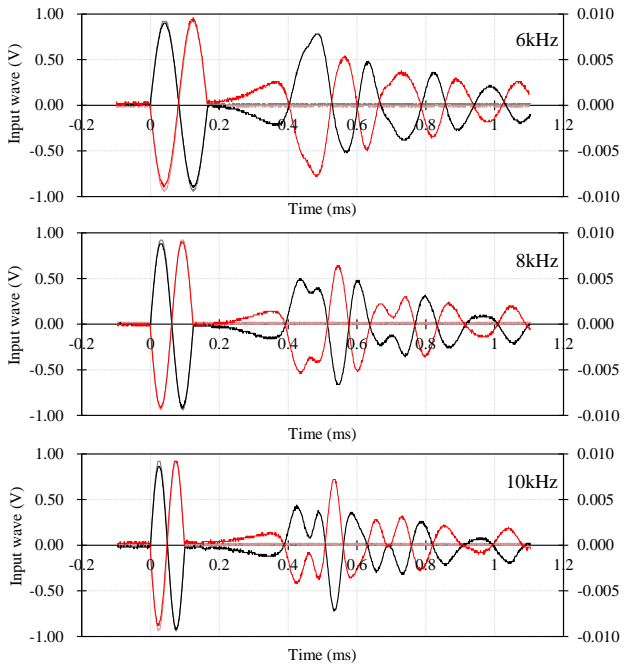


(3) 一軸圧縮試験

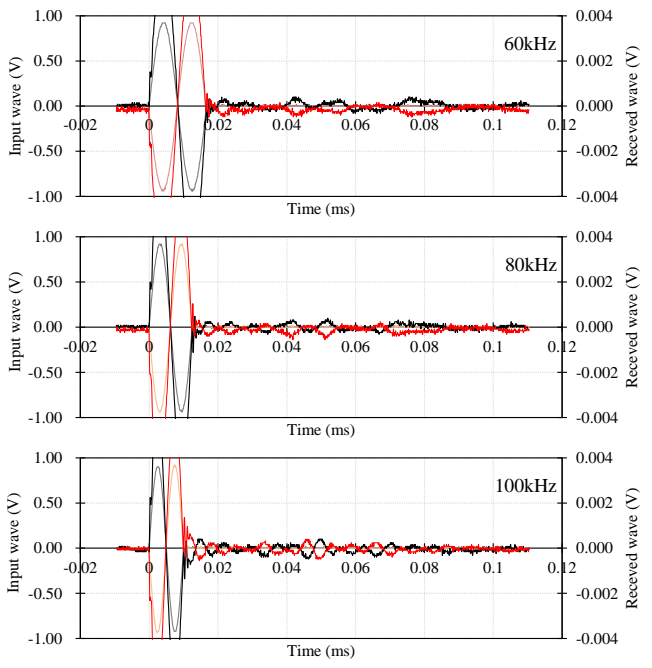


(4) 割裂引張試験

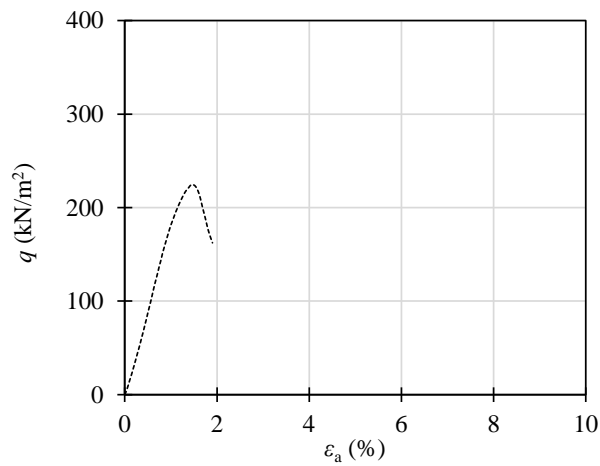
付図-6.37 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令80日



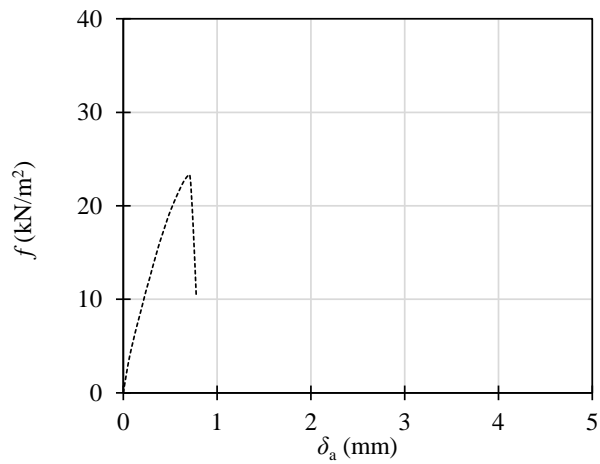
(1) S波試験



(2) P波試験

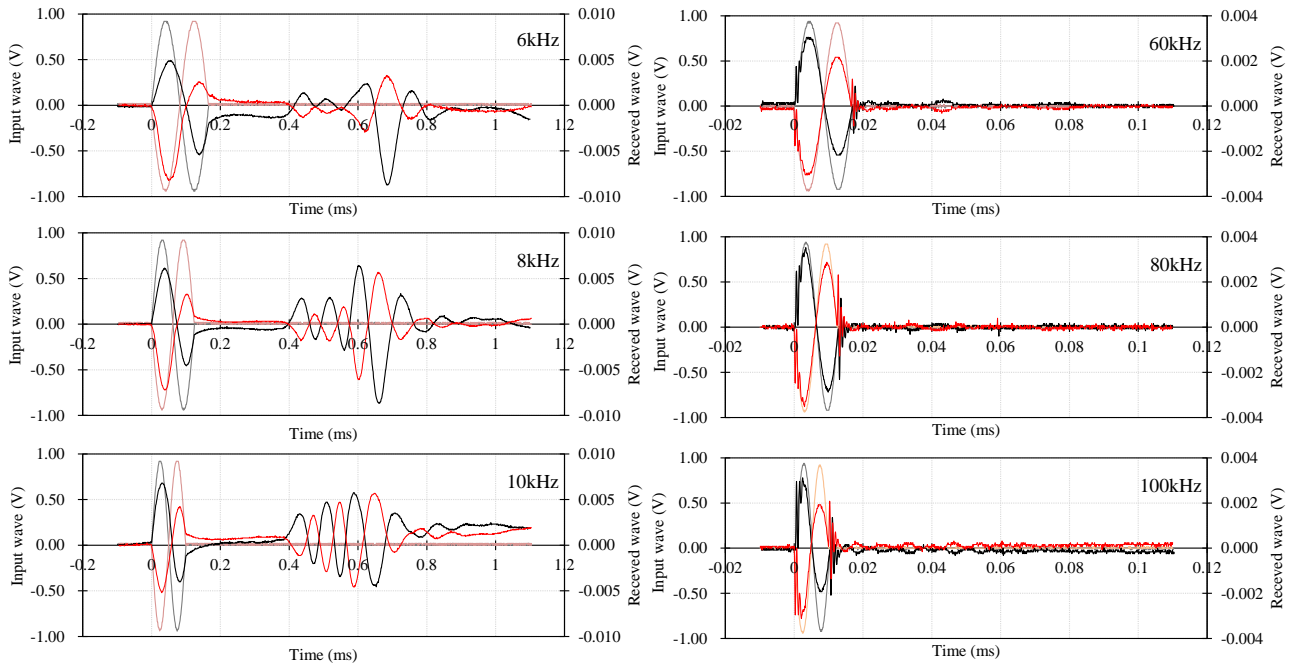


(3) 一軸圧縮試験



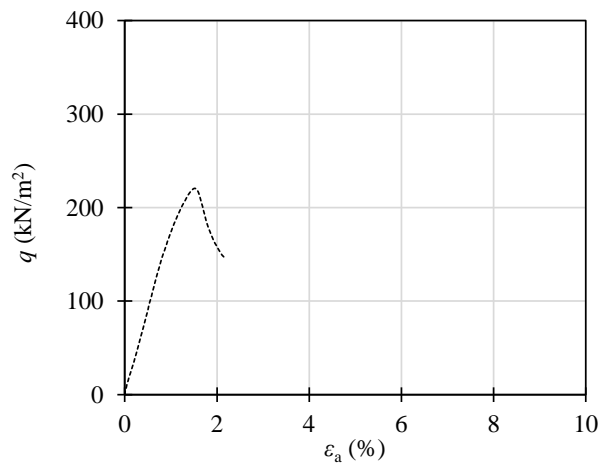
(4) 割裂引張試験

付図-6.38 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令180日

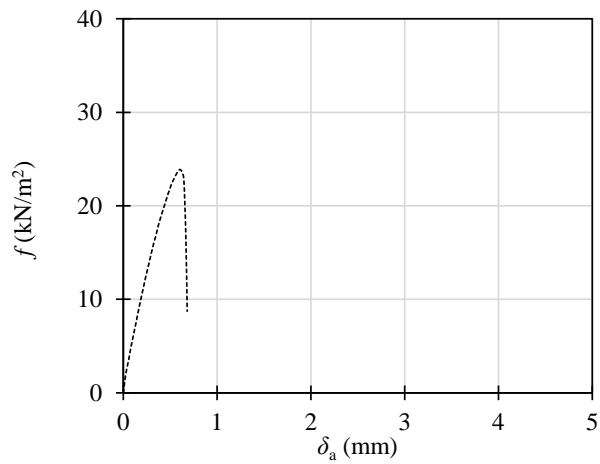


(1) S波試験

(2) P波試験

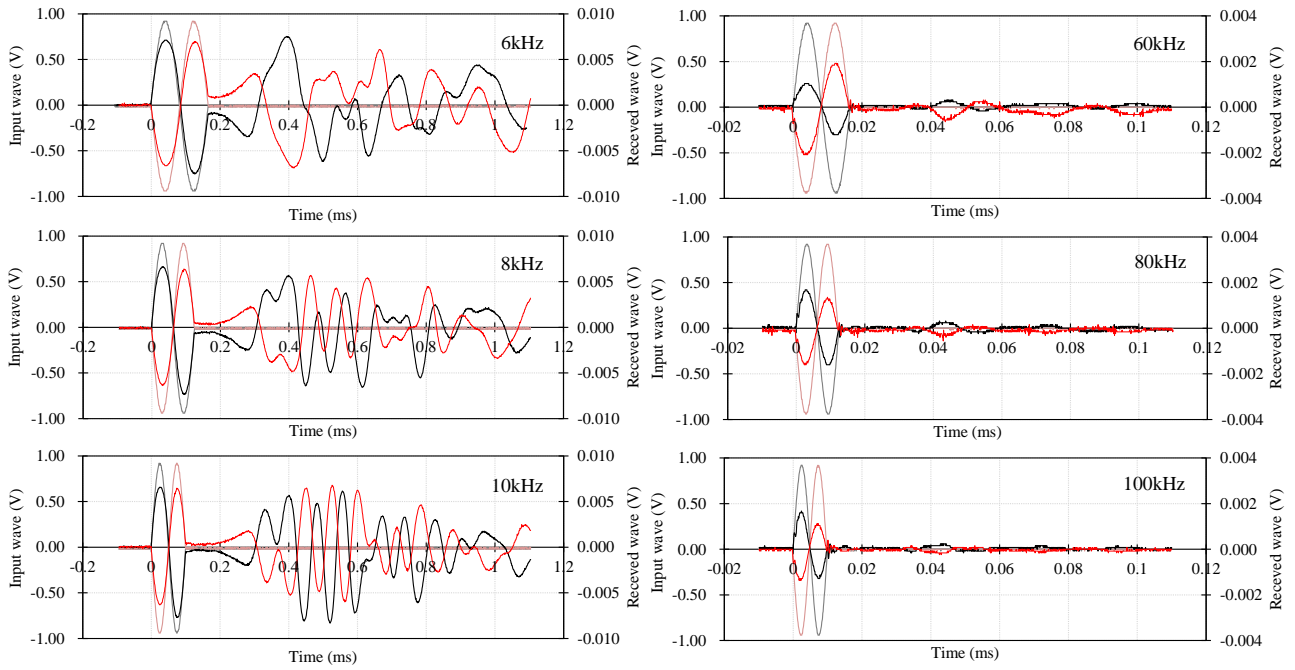


(3) 一軸圧縮試験



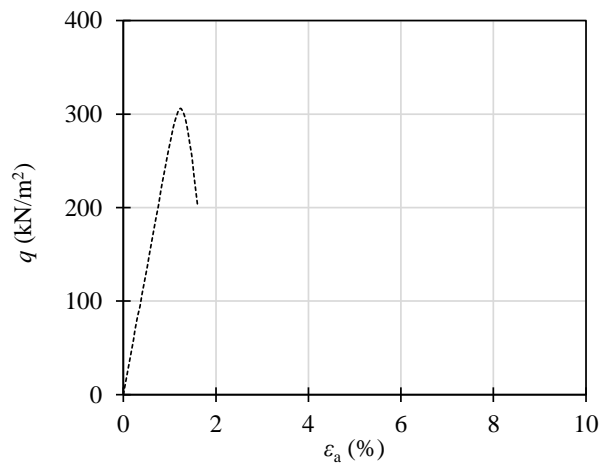
(4) 割裂引張試験

付図-6.39 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令 300 日

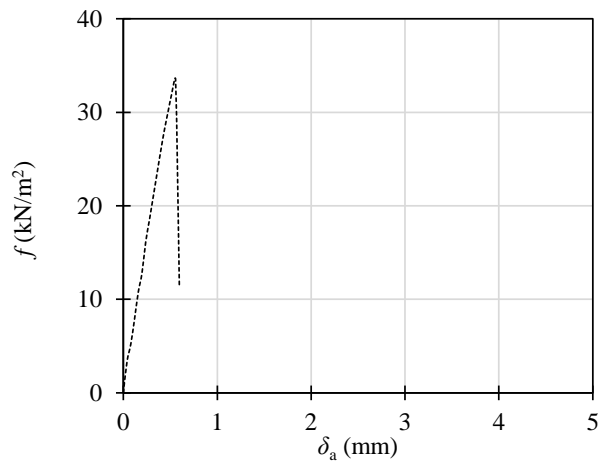


(1) S波試験

(2) P波試験

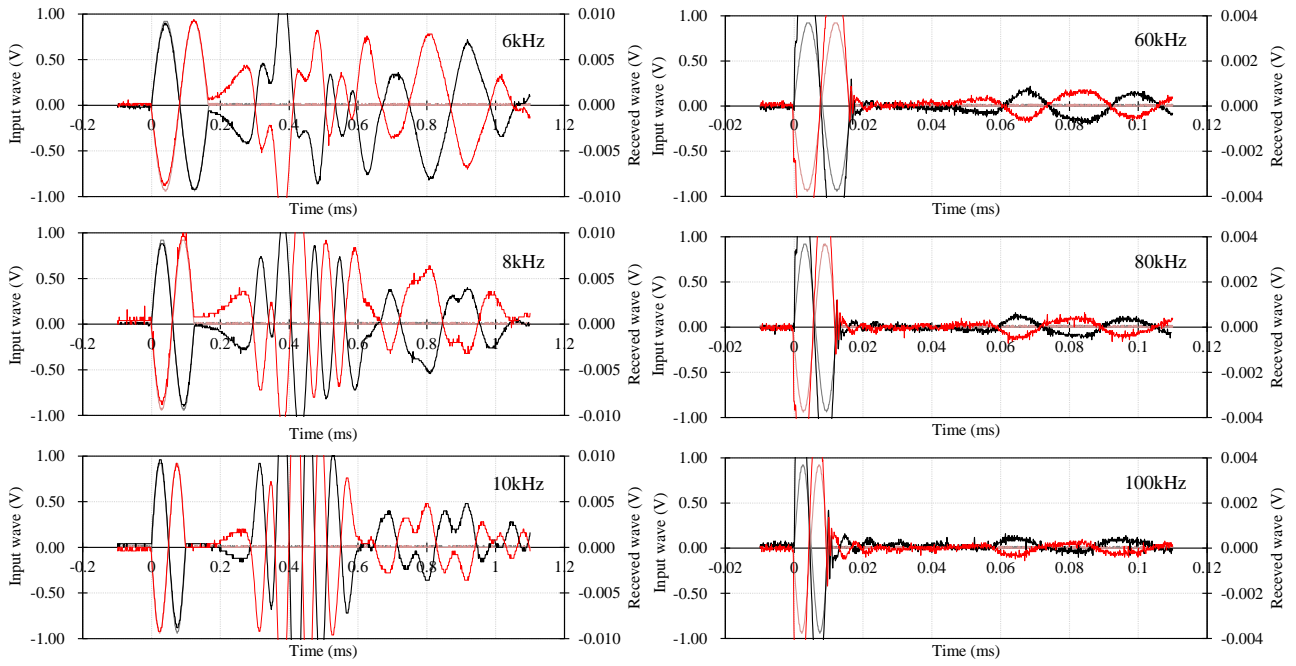


(3) 一軸圧縮試験



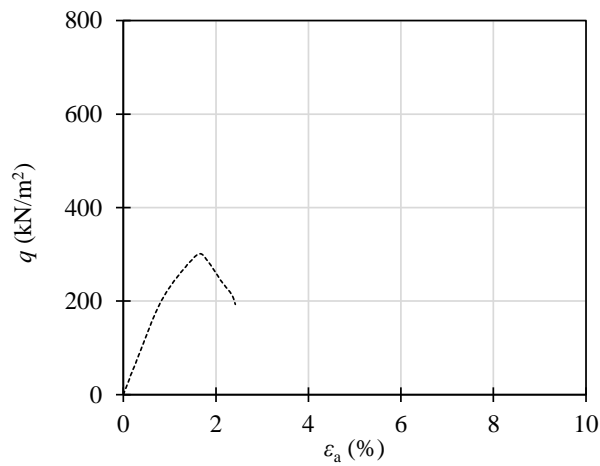
(4) 割裂引張試験

付図-6.40 珪砂6号, $D_r=80\%$, $C_s=6\%$, 材令14日

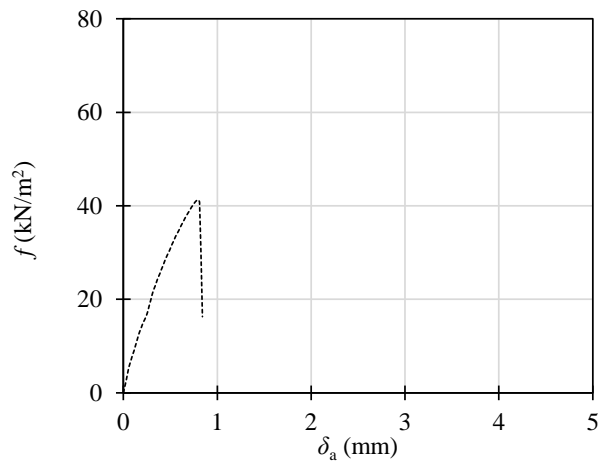


(1) S波試験

(2) P波試験

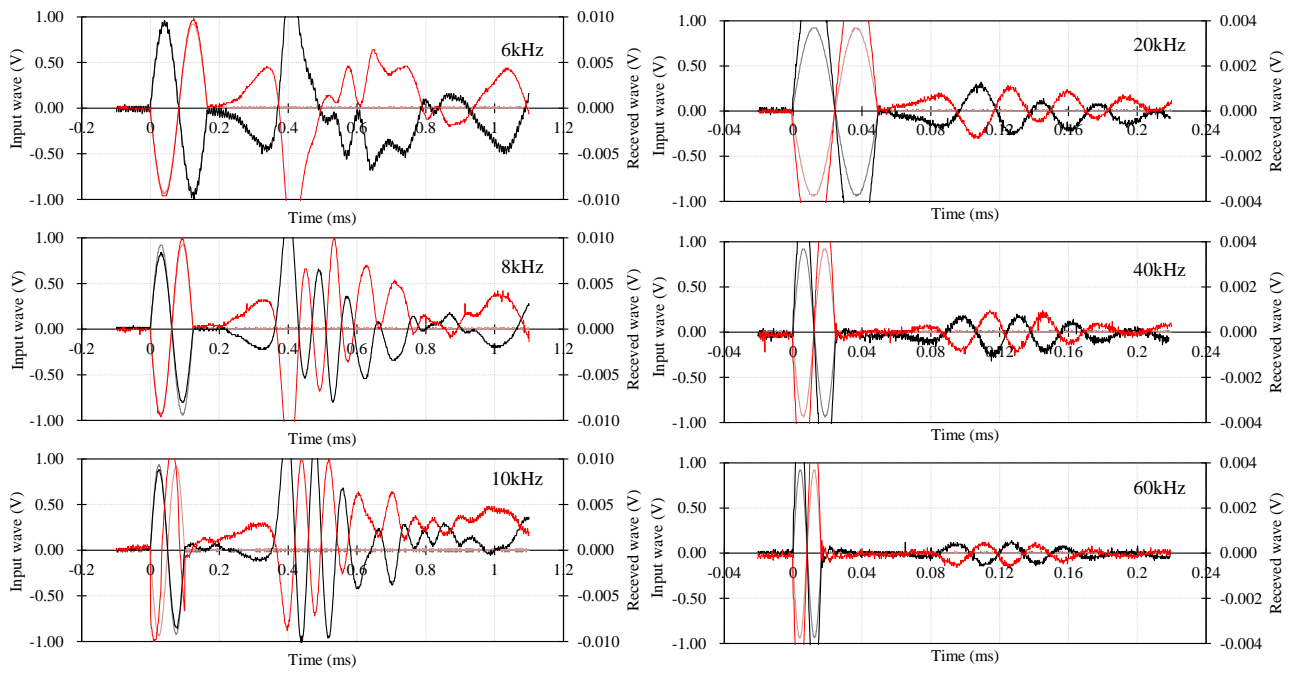


(3) 一軸圧縮試験



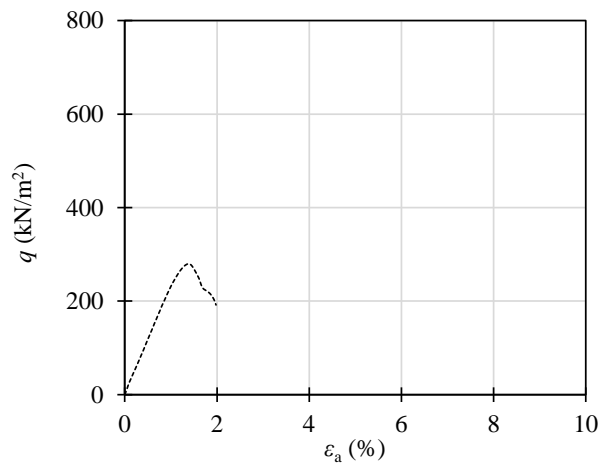
(4) 割裂引張試験

付図-6.41 珪砂6号, $D_r=40\%$, $C_s=9\%$, 材令14日

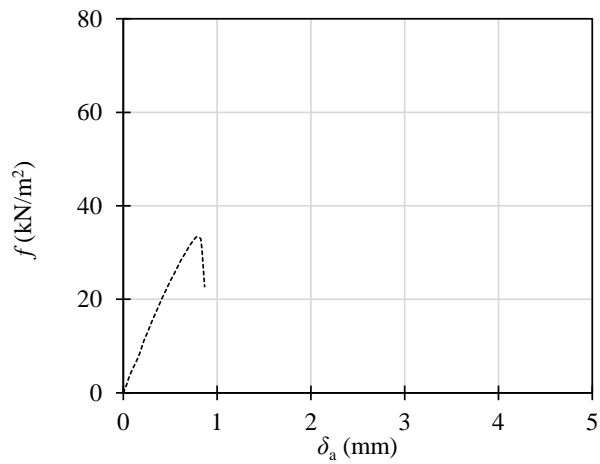


(1) S波試験

(2) P波試験

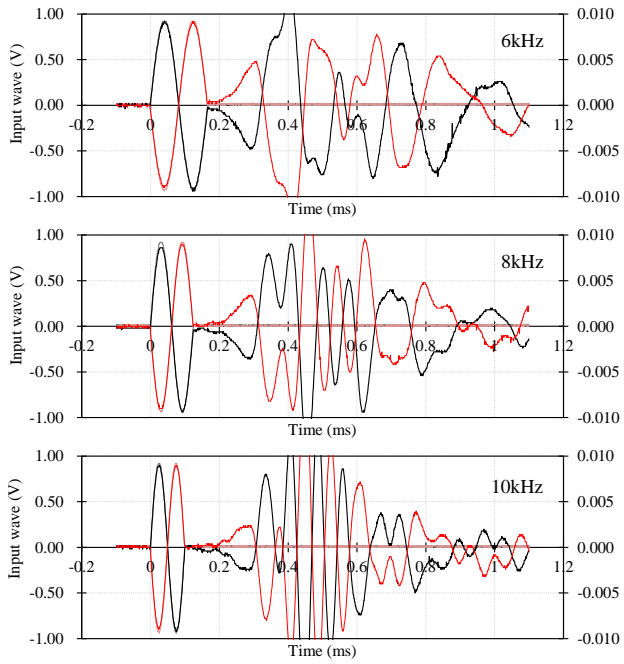


(3) 一軸圧縮試験

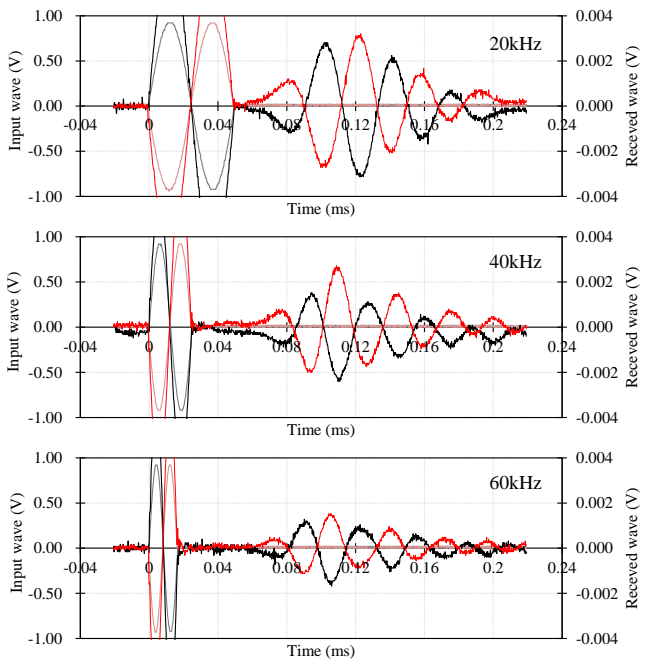


(4) 割裂引張試験

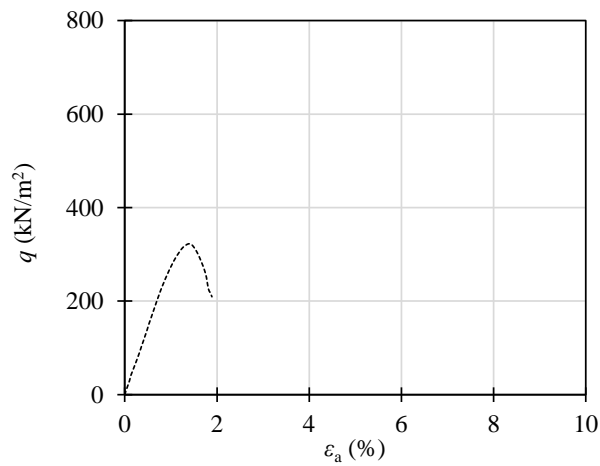
付図-6.42 珪砂6号, $D_f=60\%$, $C_s=9\%$, 材令1日



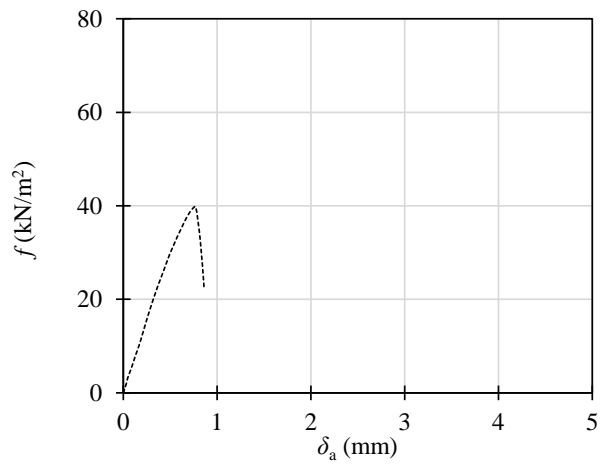
(1) S 波試験



(2) P 波試験

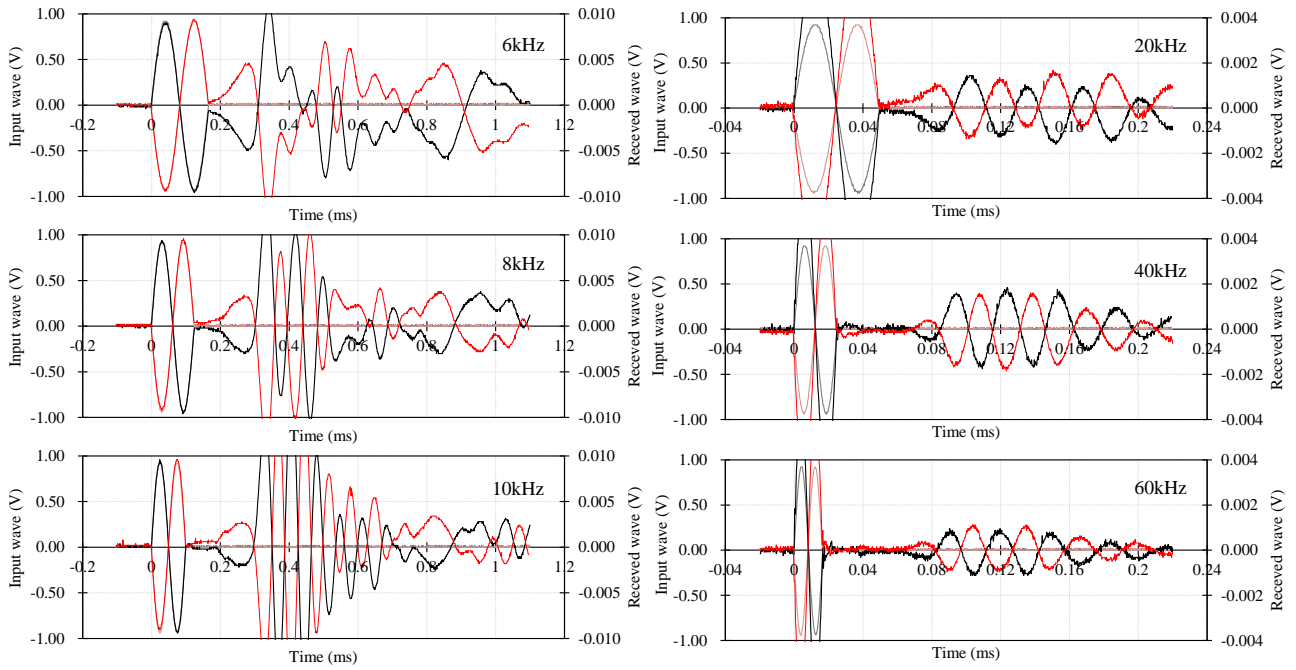


(3) 一軸圧縮試験



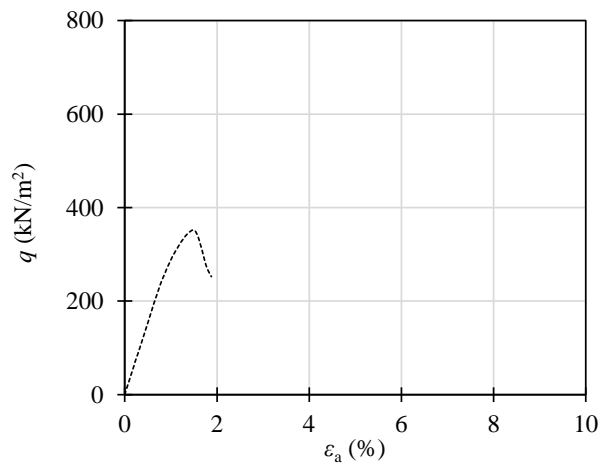
(4) 割裂引張試験

付図-6.43 珪砂 6 号, $D_f=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 3 日

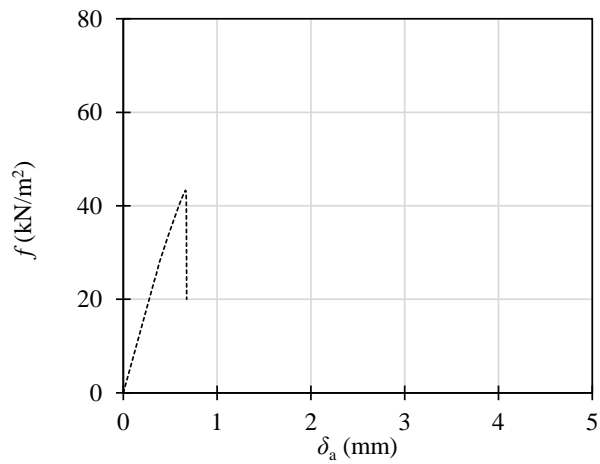


(1) S波試験

(2) P波試験

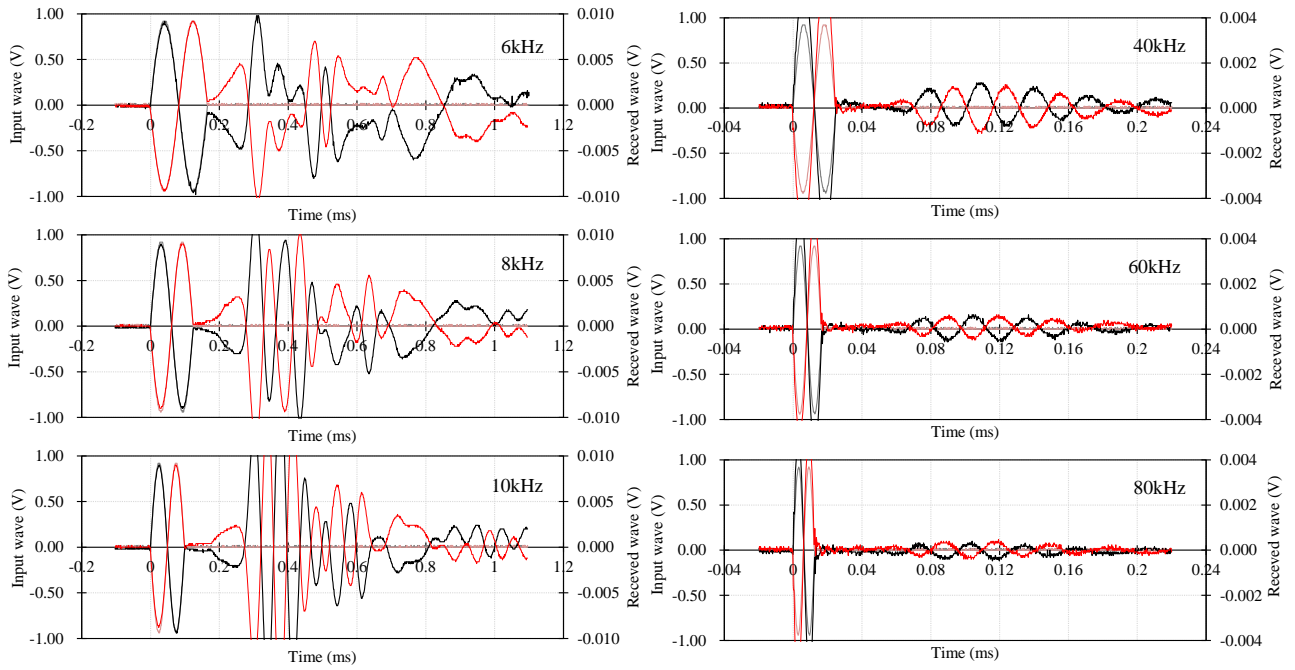


(3) 一軸圧縮試験



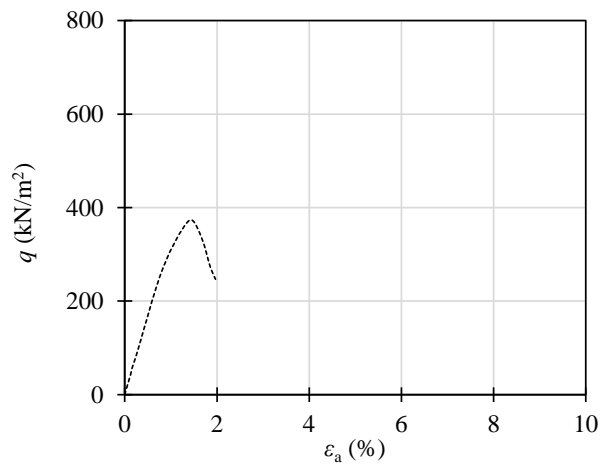
(4) 割裂引張試験

付図-6.44 珪砂6号, $D_f=60\%$, $C_s=9\%$, 材令7日

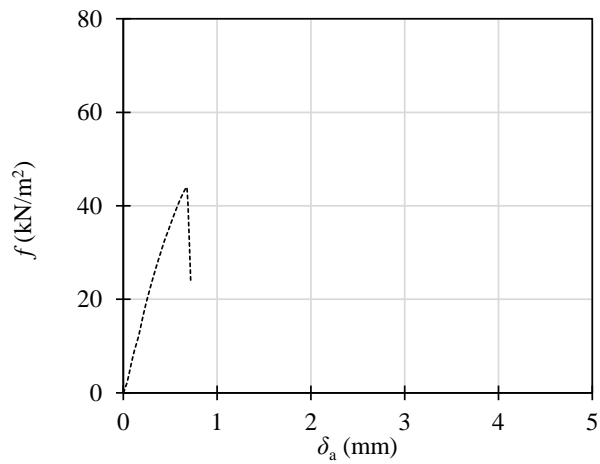


(1) S波試験

(2) P波試験

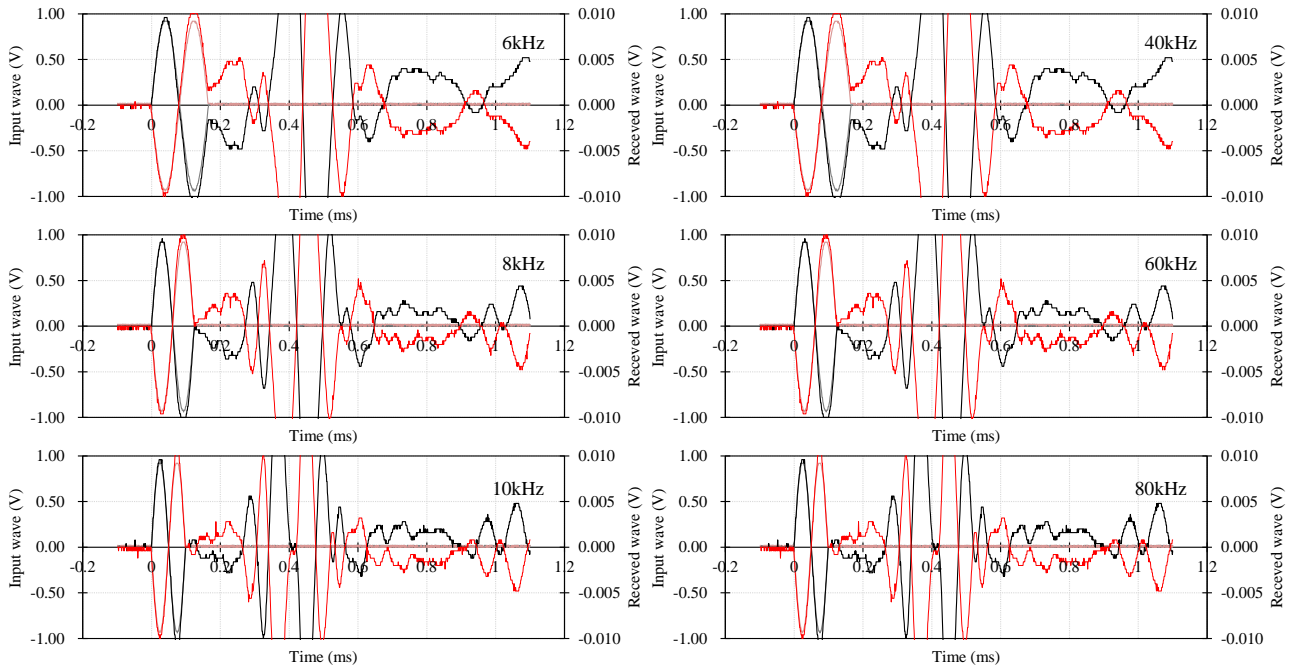


(3) 一軸圧縮試験



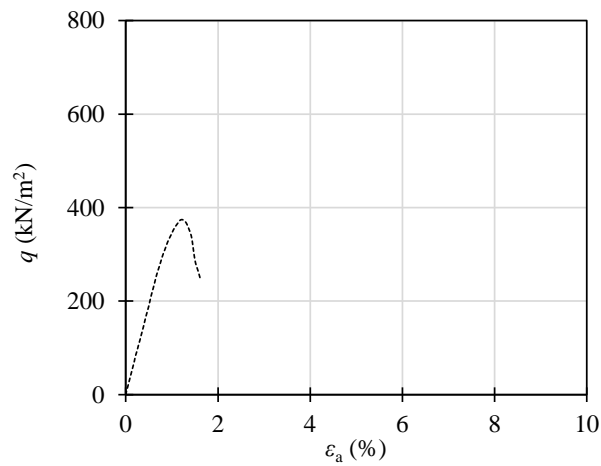
(4) 割裂引張試験

付図-6.45 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令14日

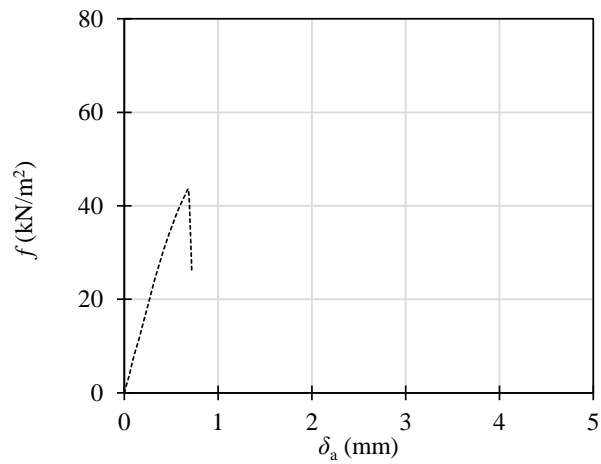


(1) S波試験

(2) P波試験

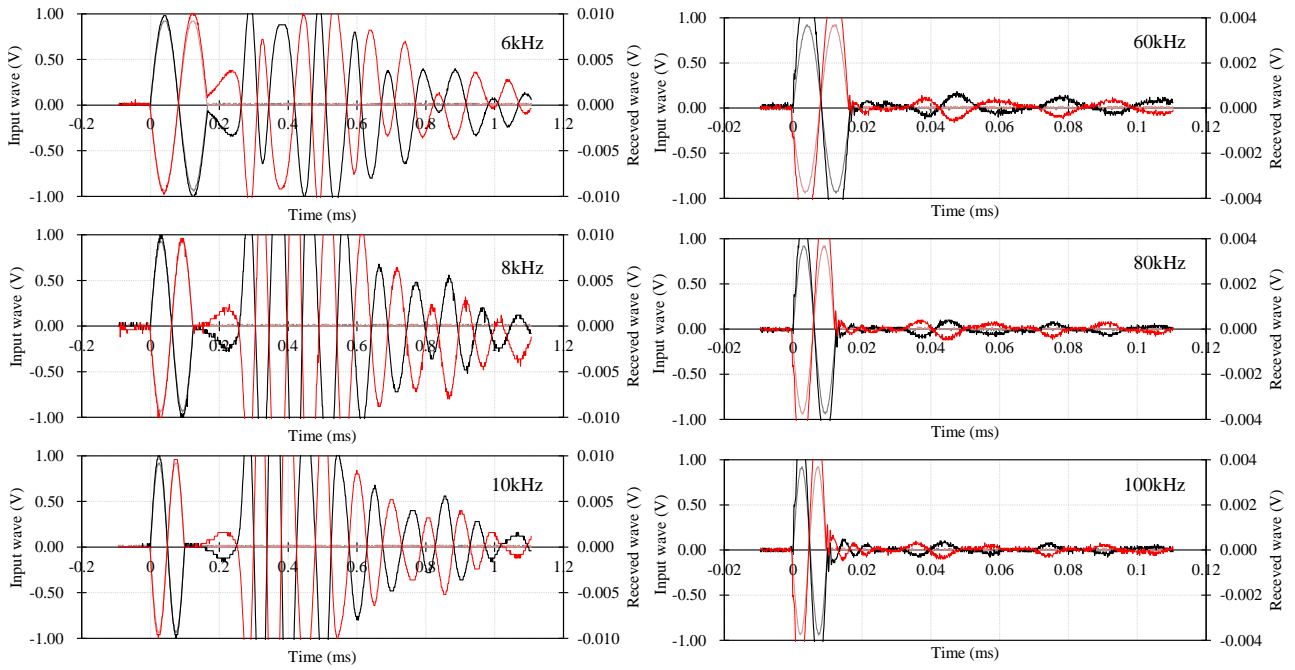


(3) 一軸圧縮試験



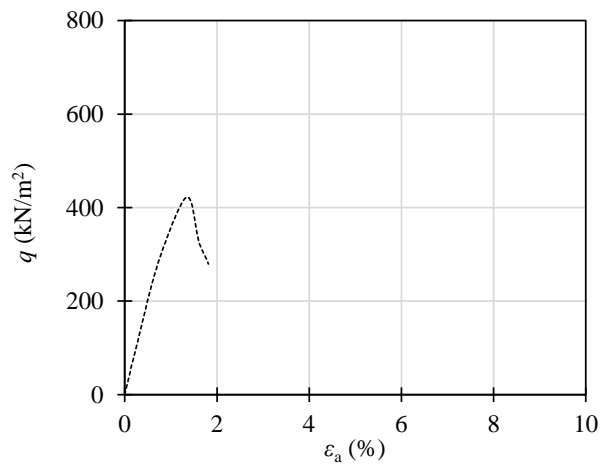
(4) 割裂引張試験

付図-6.46 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令28日

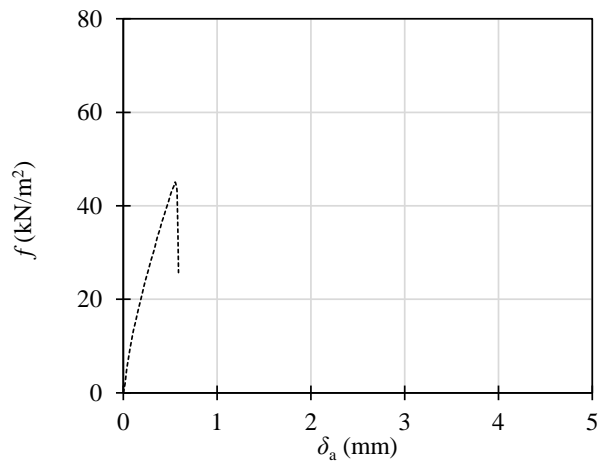


(1) S波試験

(2) P波試験

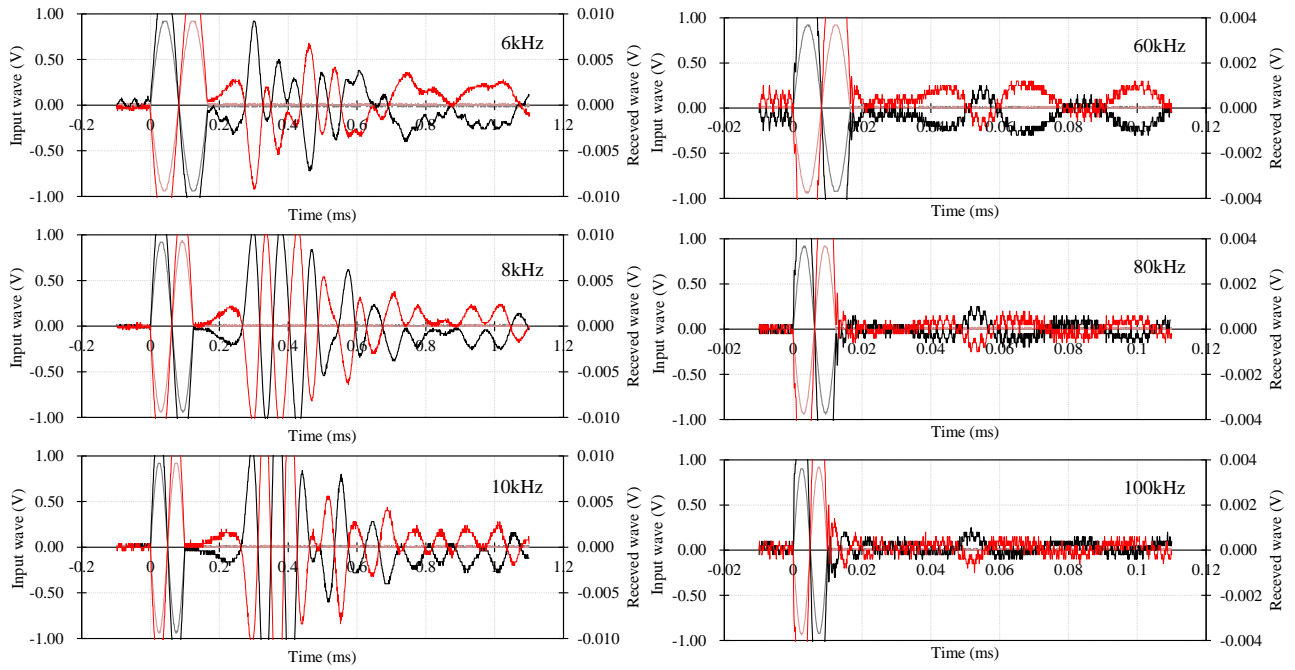


(3) 一軸圧縮試験



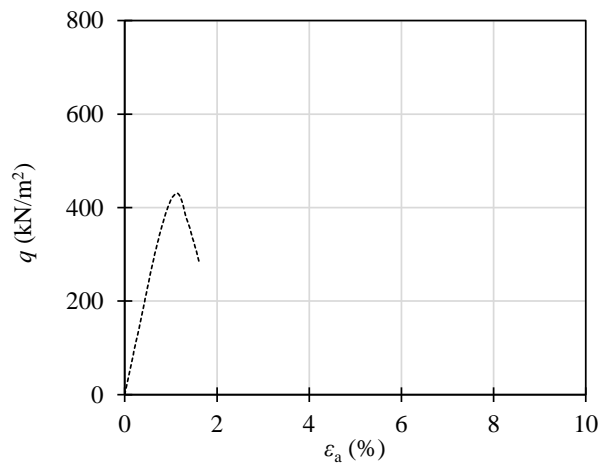
(4) 割裂引張試験

付図-6.47 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令80日

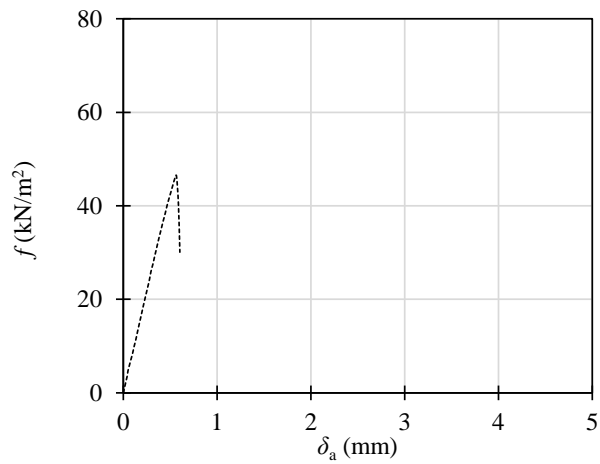


(1) S 波試験

(2) P 波試験

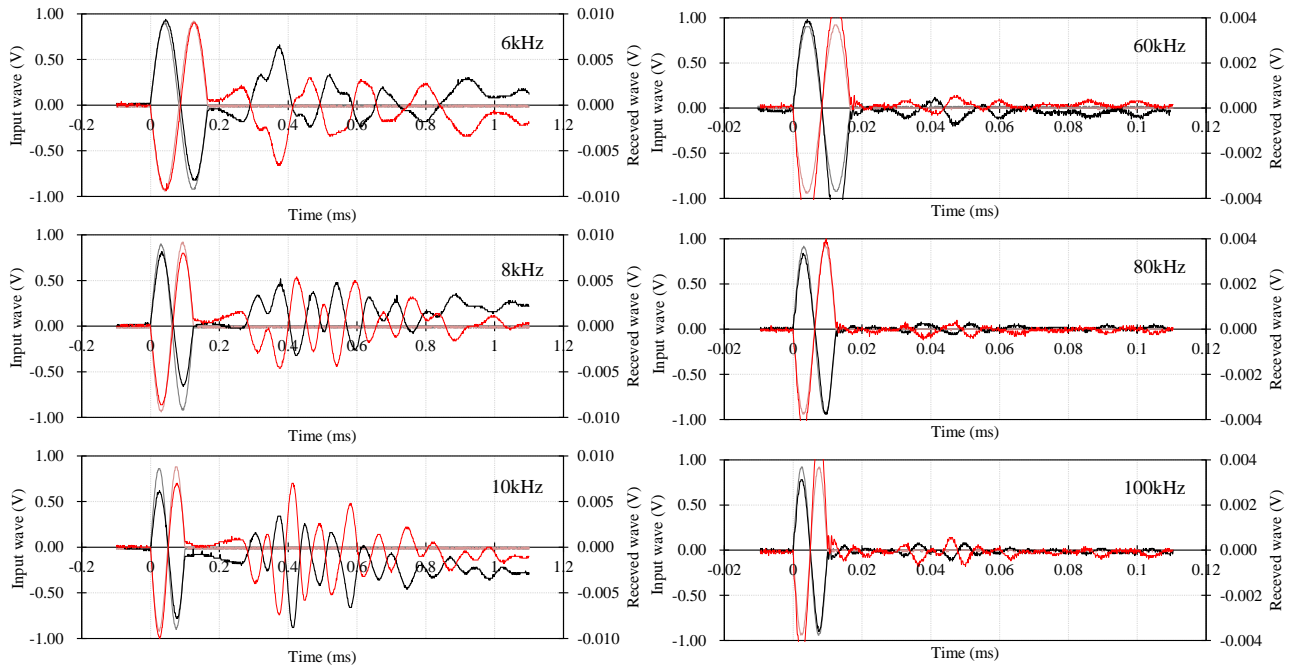


(3) 一軸圧縮試験



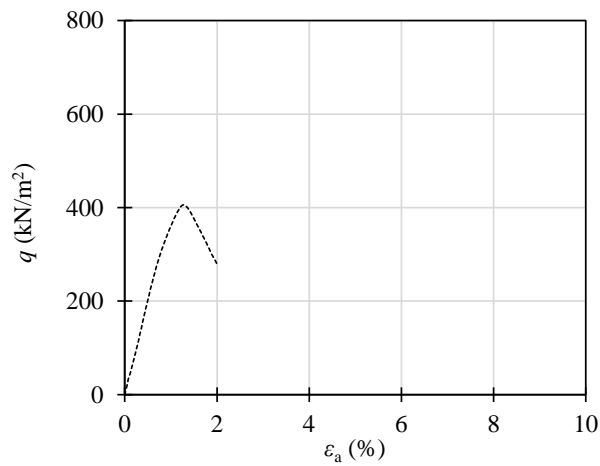
(4) 割裂引張試験

付図-6.48 珪砂 6 号, $D_f=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 180 日

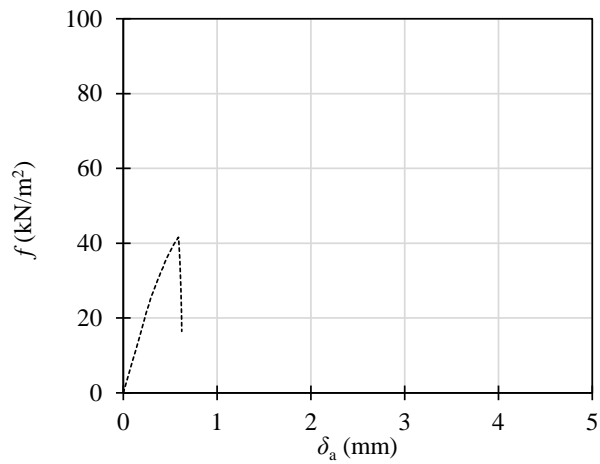


(1) S波試験

(2) P波試験

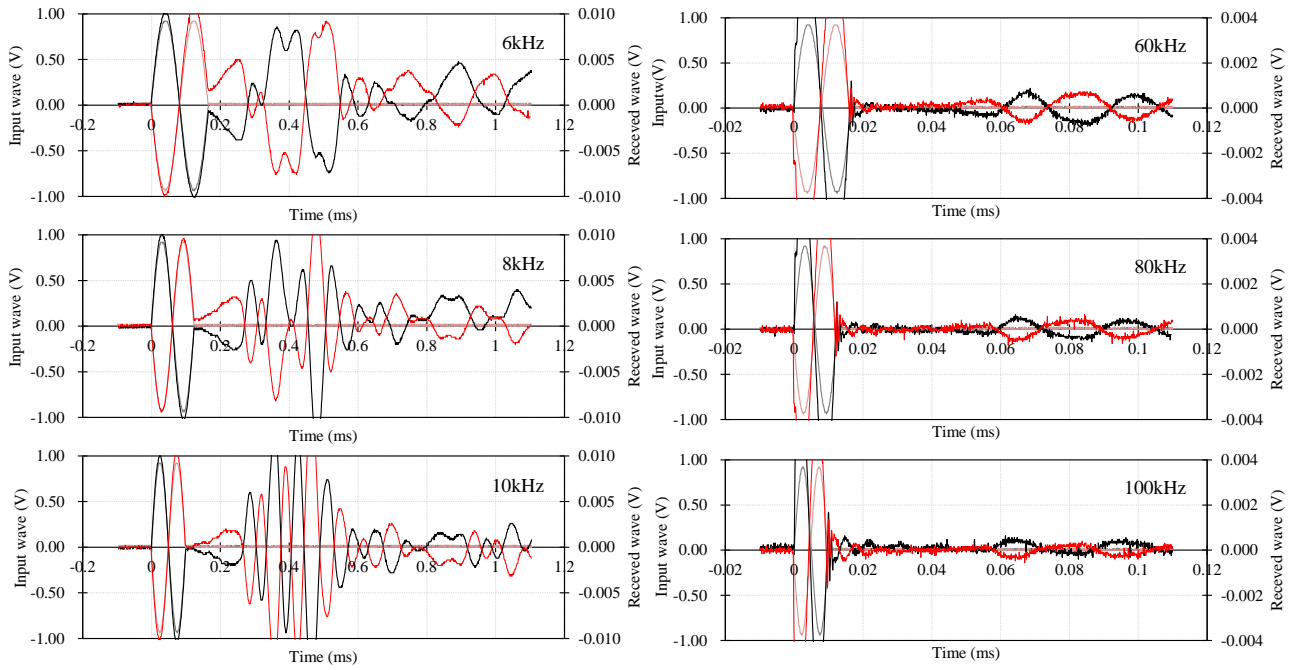


(3) 一軸圧縮試験



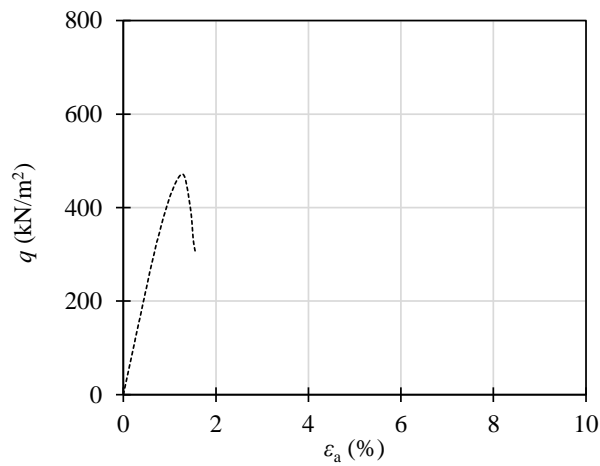
(4) 割裂引張試験

付図-6.49 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 300 日

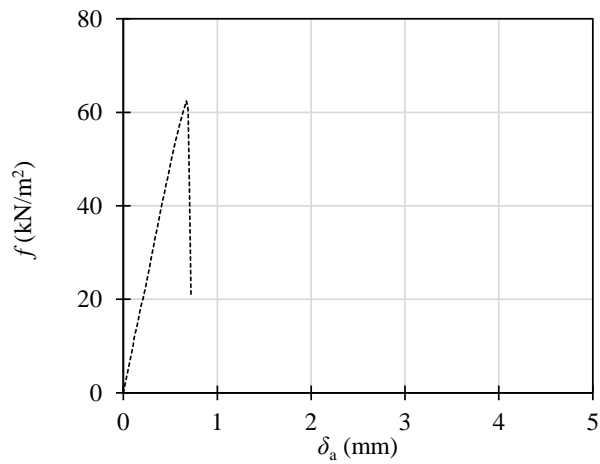


(1) S波試験

(2) P波試験

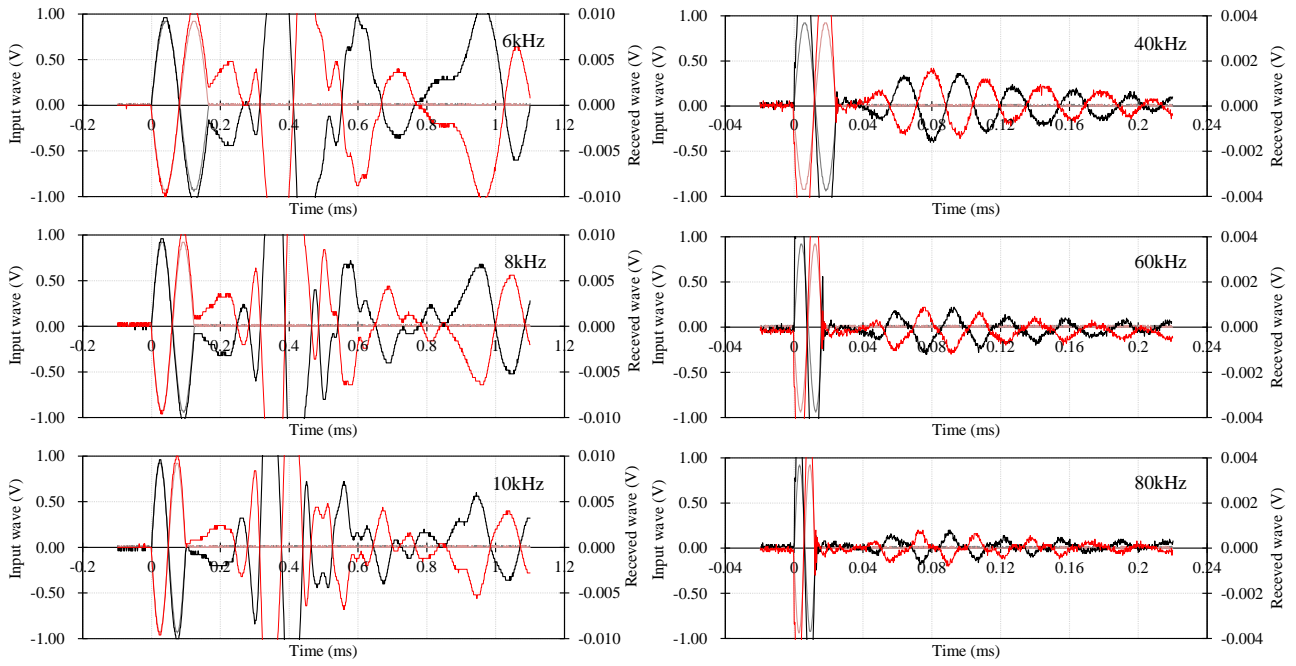


(3) 一軸圧縮試験



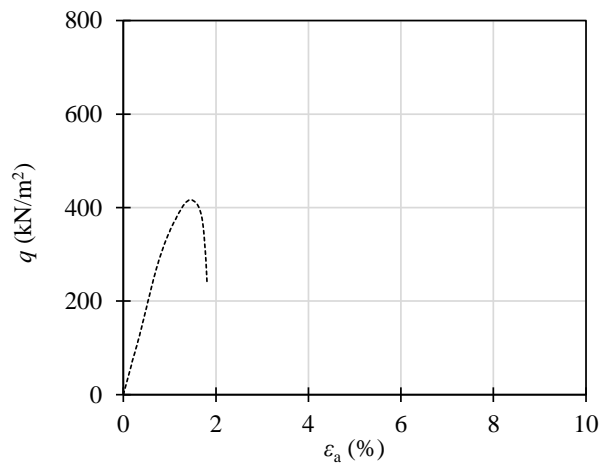
(4) 割裂引張試験

付図-6.50 珪砂6号, $D_r=80\%$, $C_s=9\%$, 材令14日

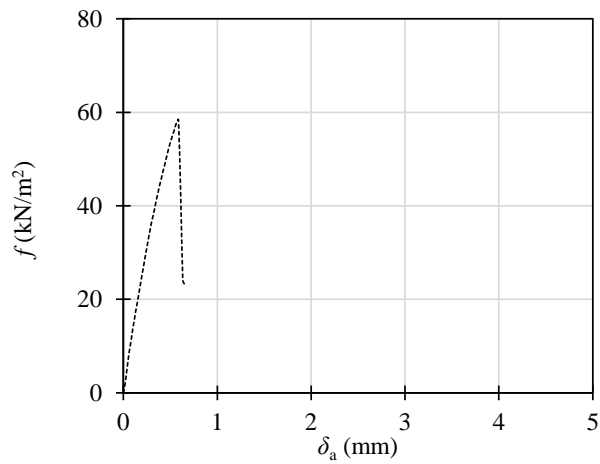


(1) S波試験

(2) P波試験

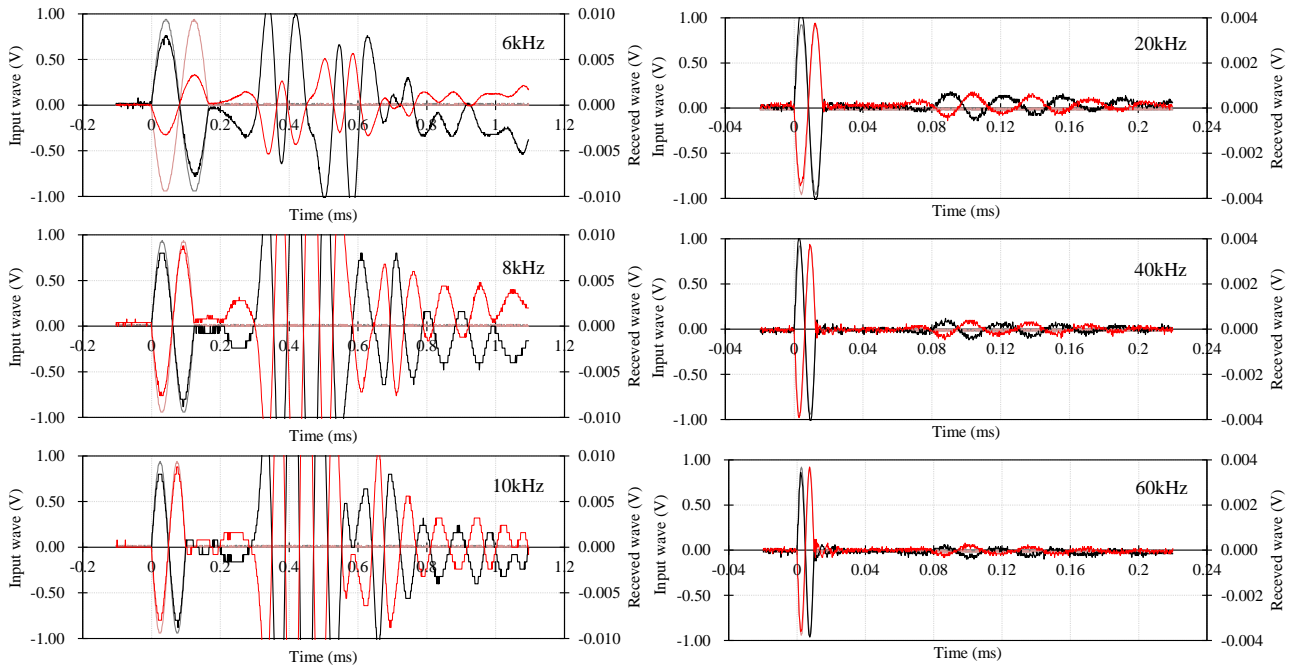


(3) 一軸圧縮試験



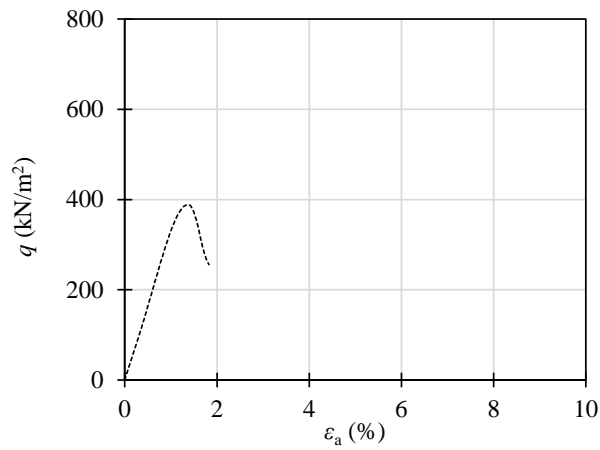
(4) 割裂引張試験

付図-6.51 珪砂6号, $D_f=40\%$, $C_s=12\%$, 材令14日

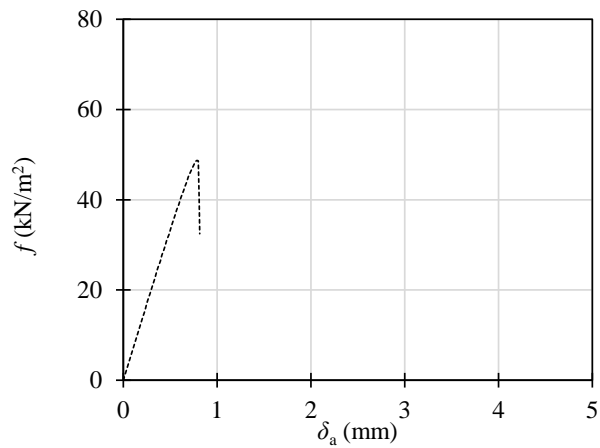


(1) S波試験

(2) P波試験

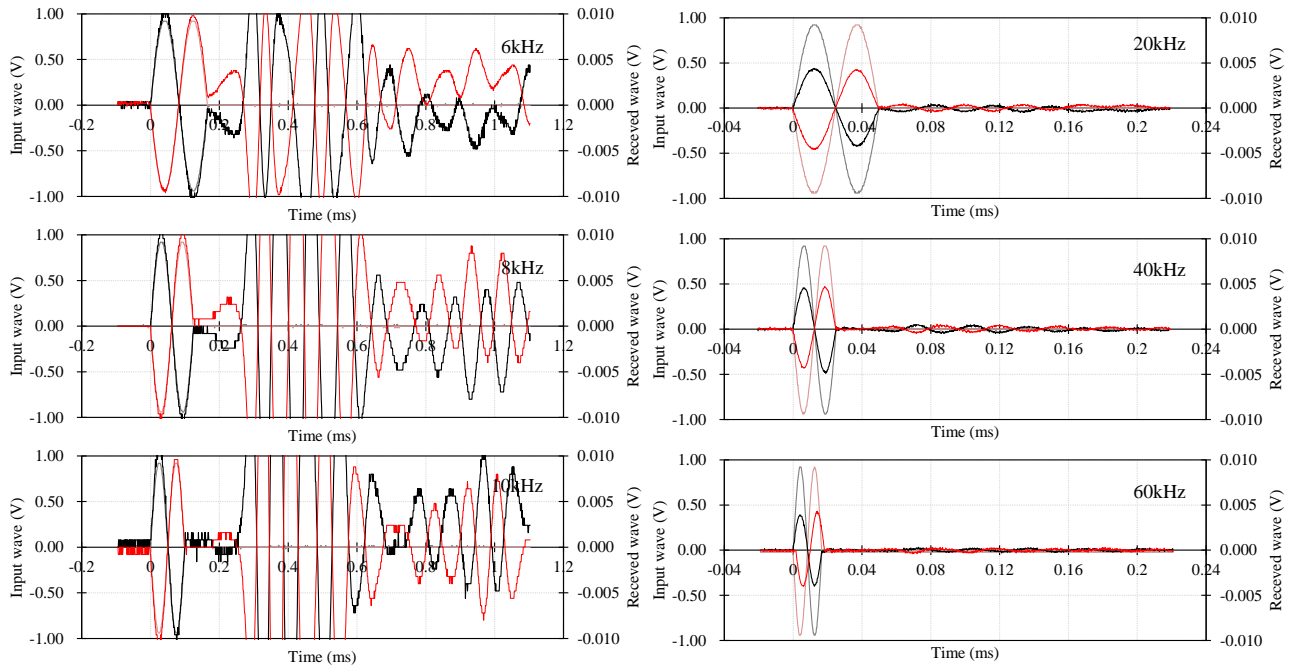


(3) 一軸圧縮試験



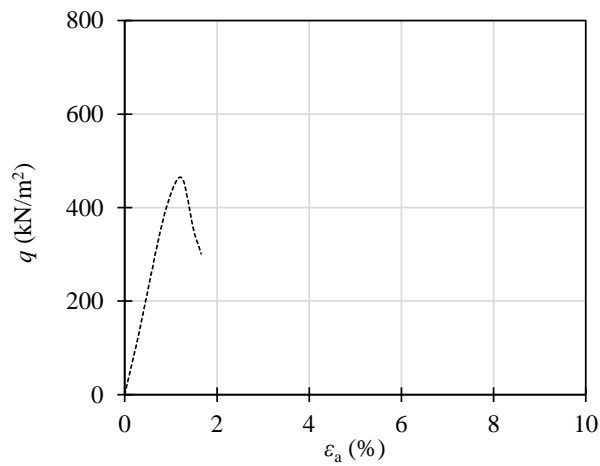
(4) 割裂引張試験

付図-6.52 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令1日

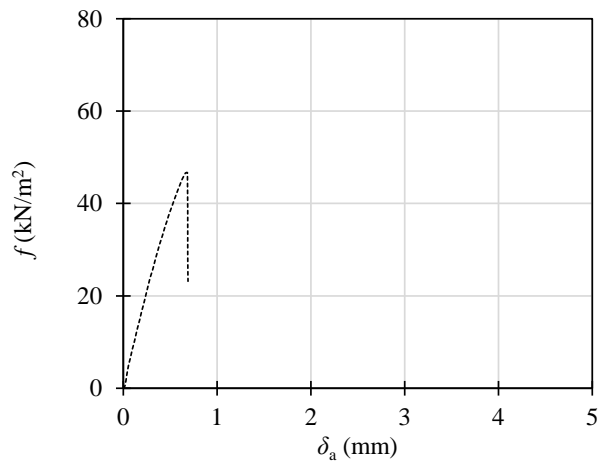


(1) S波試験

(2) P波試験

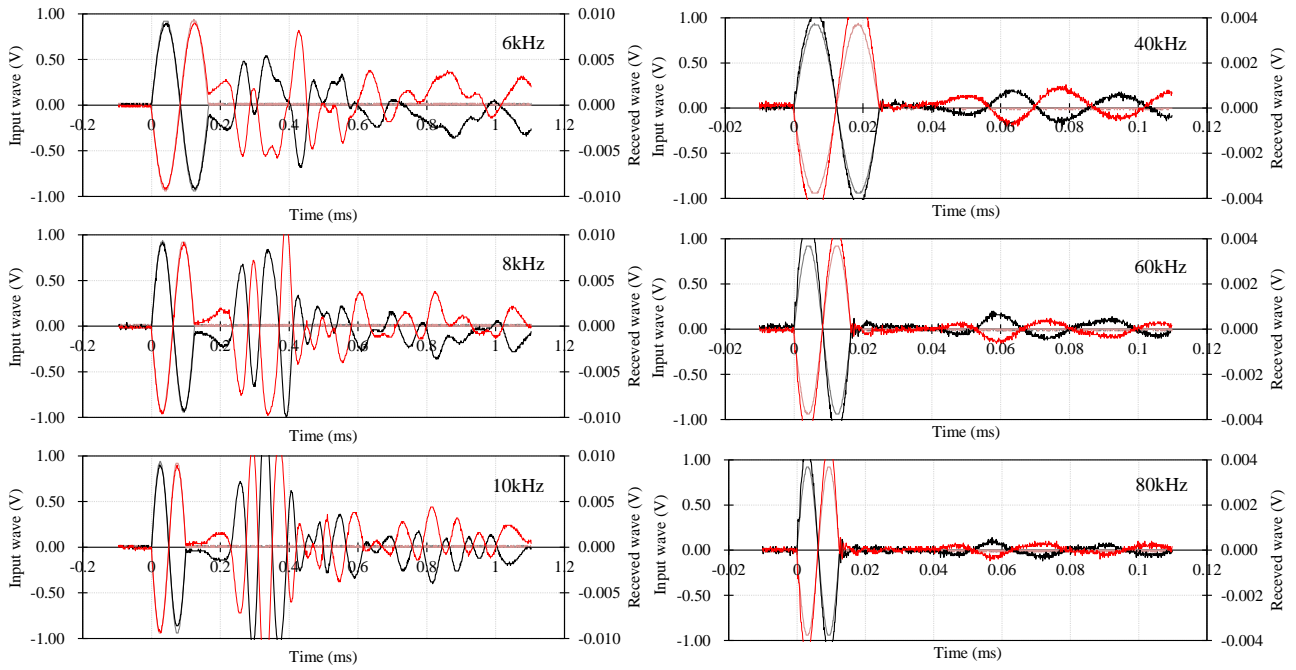


(3) 一軸圧縮試験



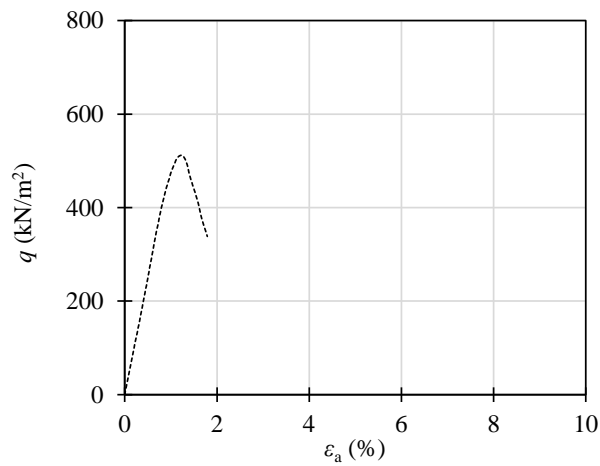
(4) 割裂引張試験

付図-6.53 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令3日

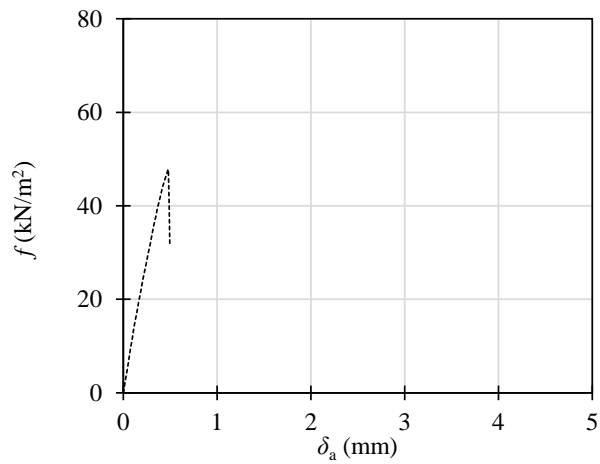


(1) S波試験

(2) P波試験

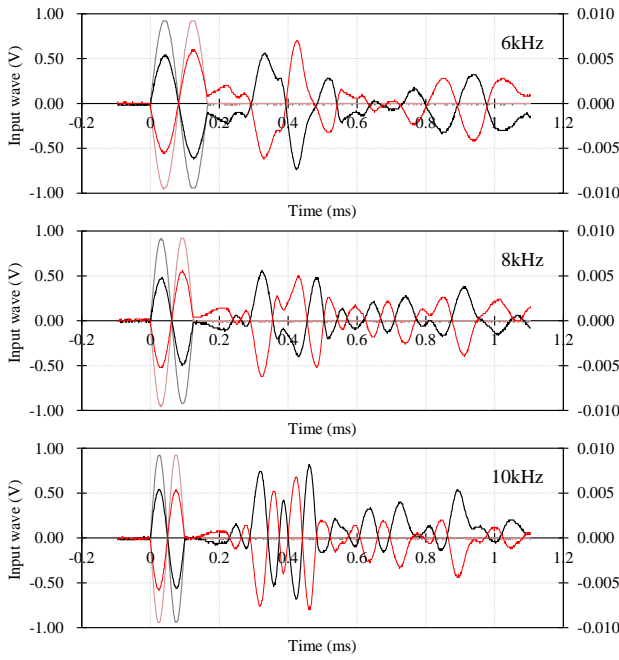


(3) 一軸圧縮試験

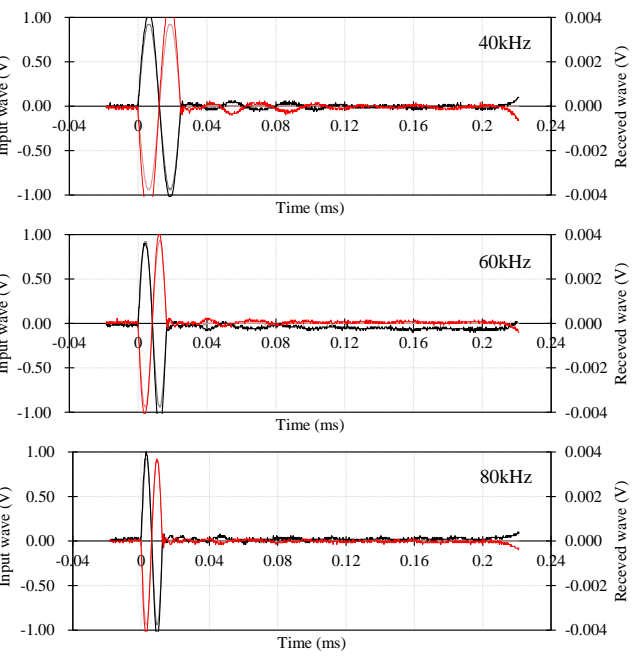


(4) 割裂引張試験

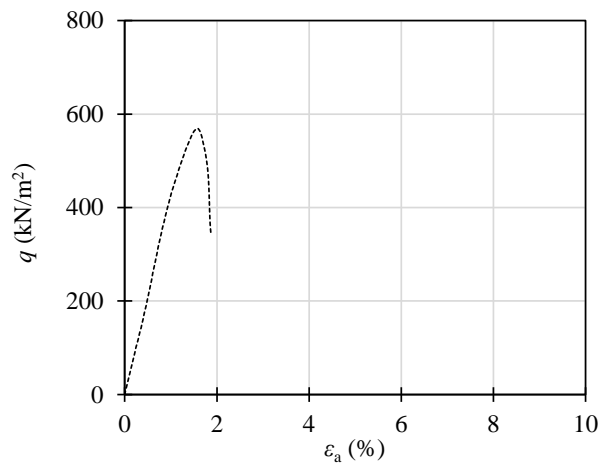
付図-6.54 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 7 日



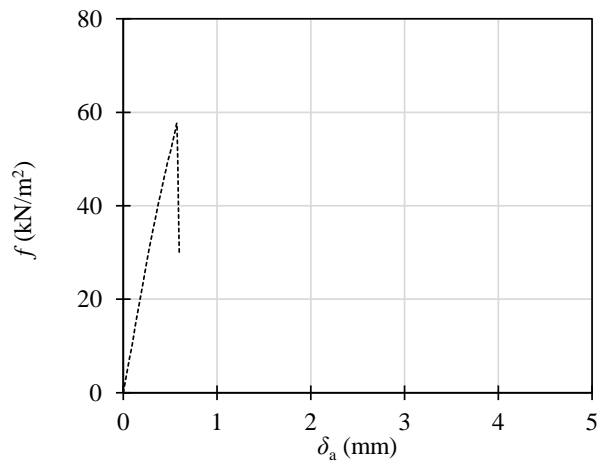
(1) S 波試験



(2) P 波試験

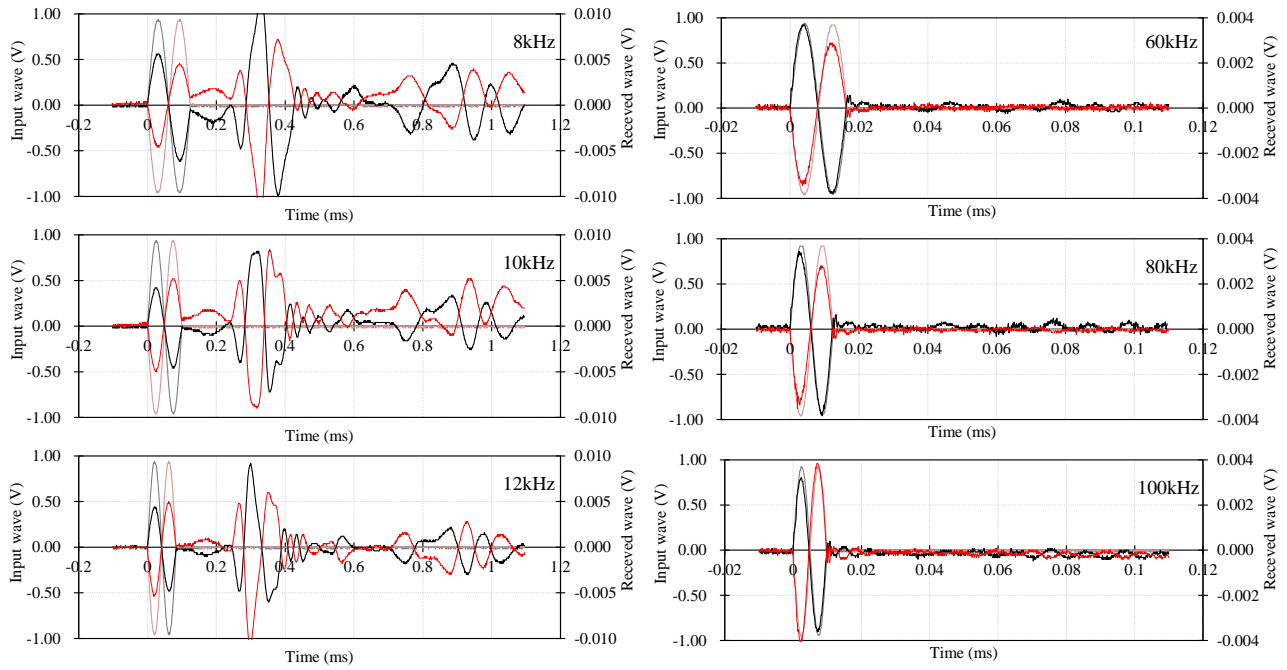


(3) 一軸圧縮試験



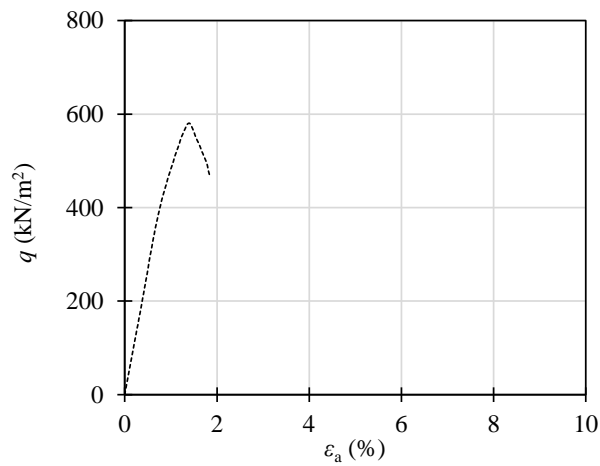
(4) 割裂引張試験

付図-6.55 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 14 日

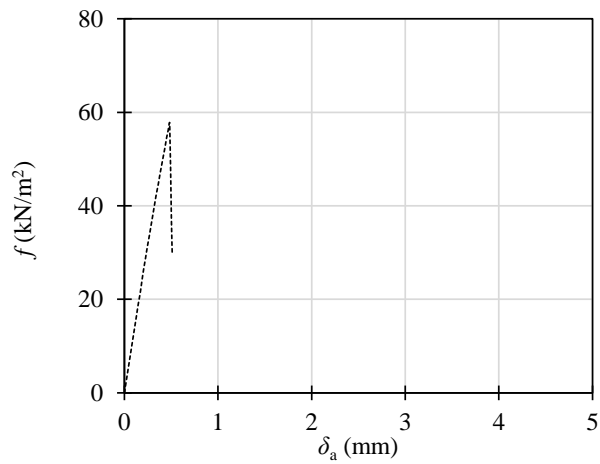


(1) S 波試験

(2) P 波試験

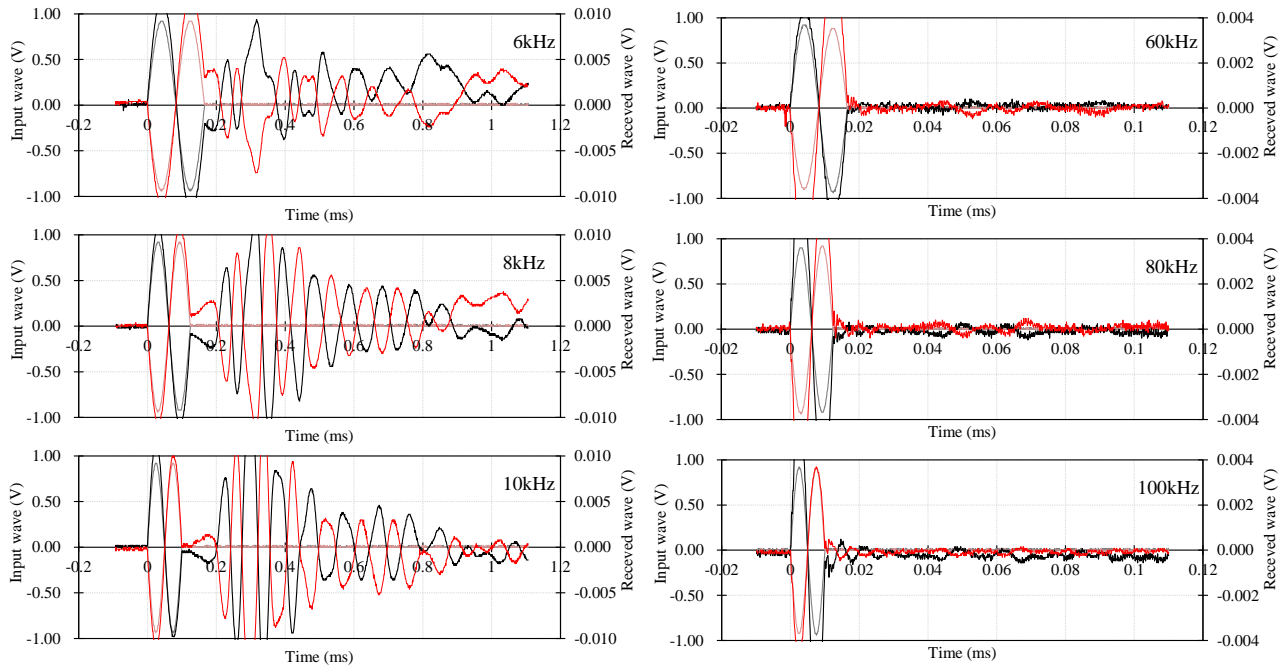


(3) 一軸圧縮試験



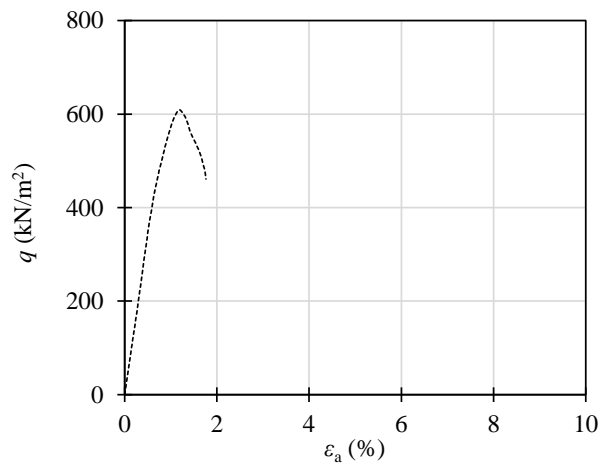
(4) 割裂引張試験

付図-6.56 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 28 日

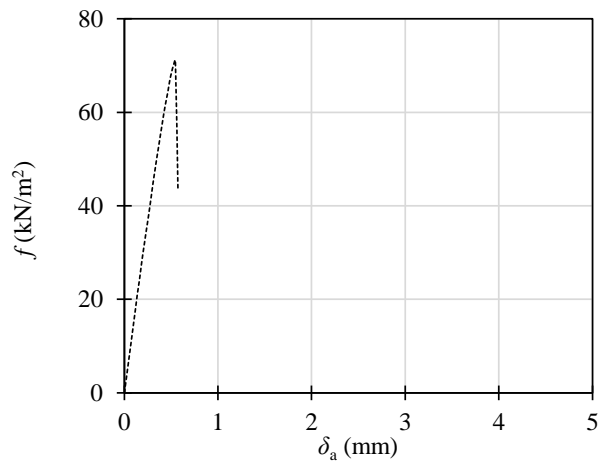


(1) S波試験

(2) P波試験

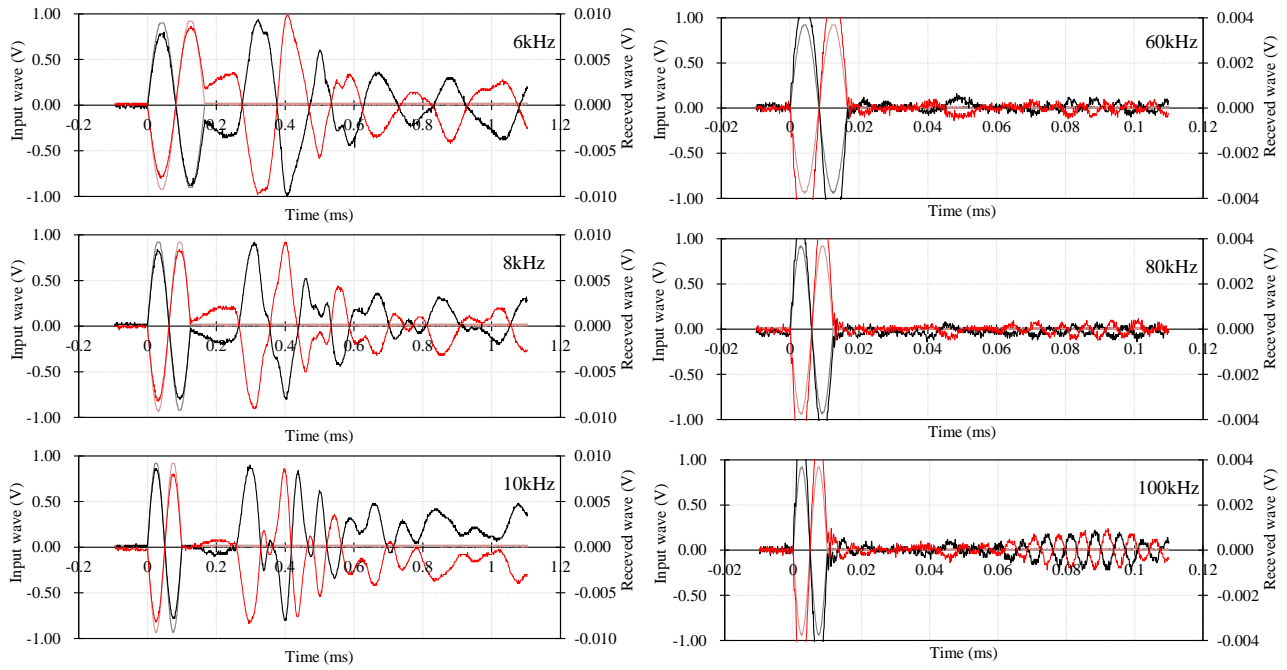


(3) 一軸圧縮試験



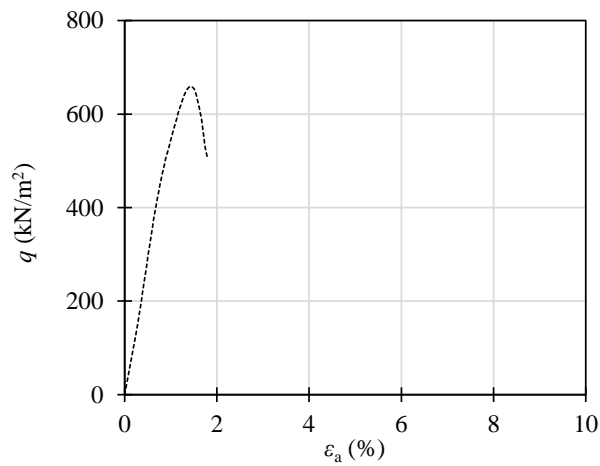
(4) 割裂引張試験

付図-6.57 珪砂 6 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 80 日

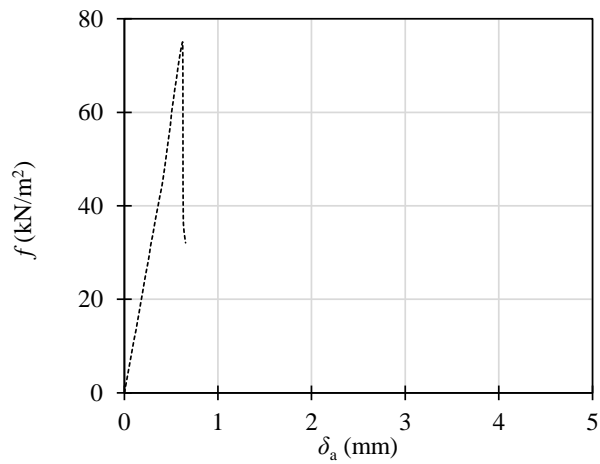


(1) S波試験

(2) P波試験

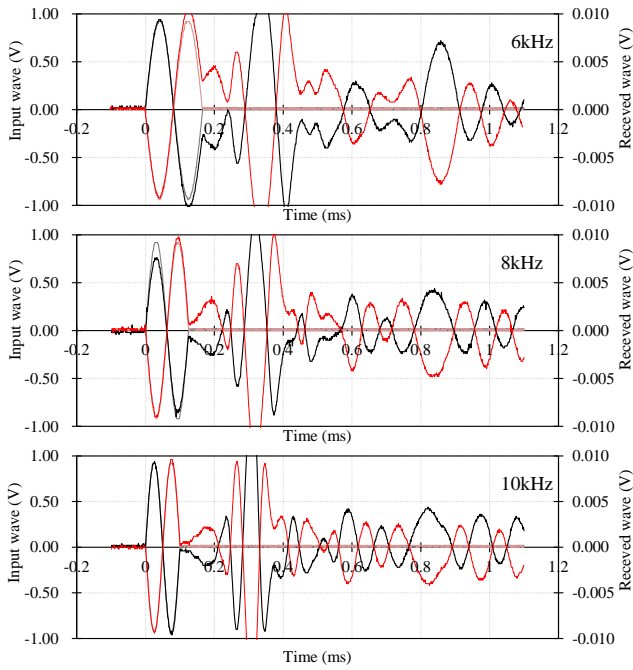


(3) 一軸圧縮試験

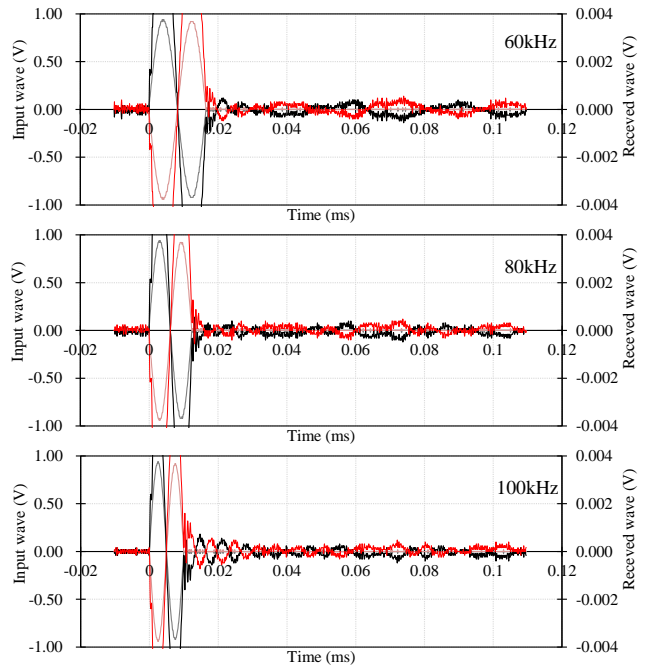


(4) 割裂引張試験

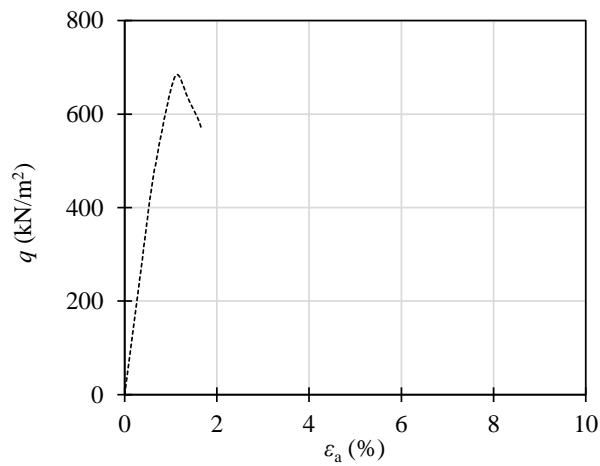
付図-6.58 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令180日



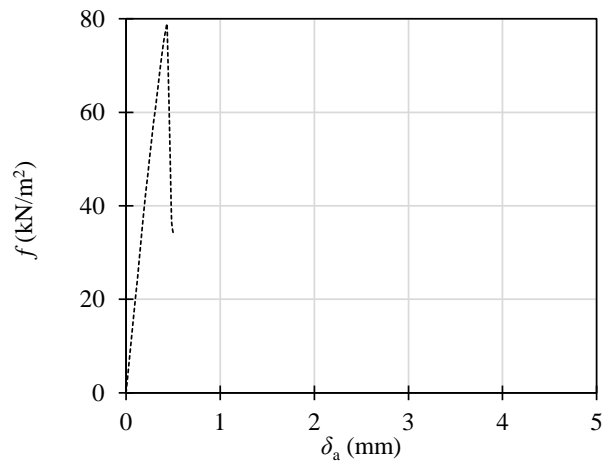
(1) S波試験



(2) P波試験

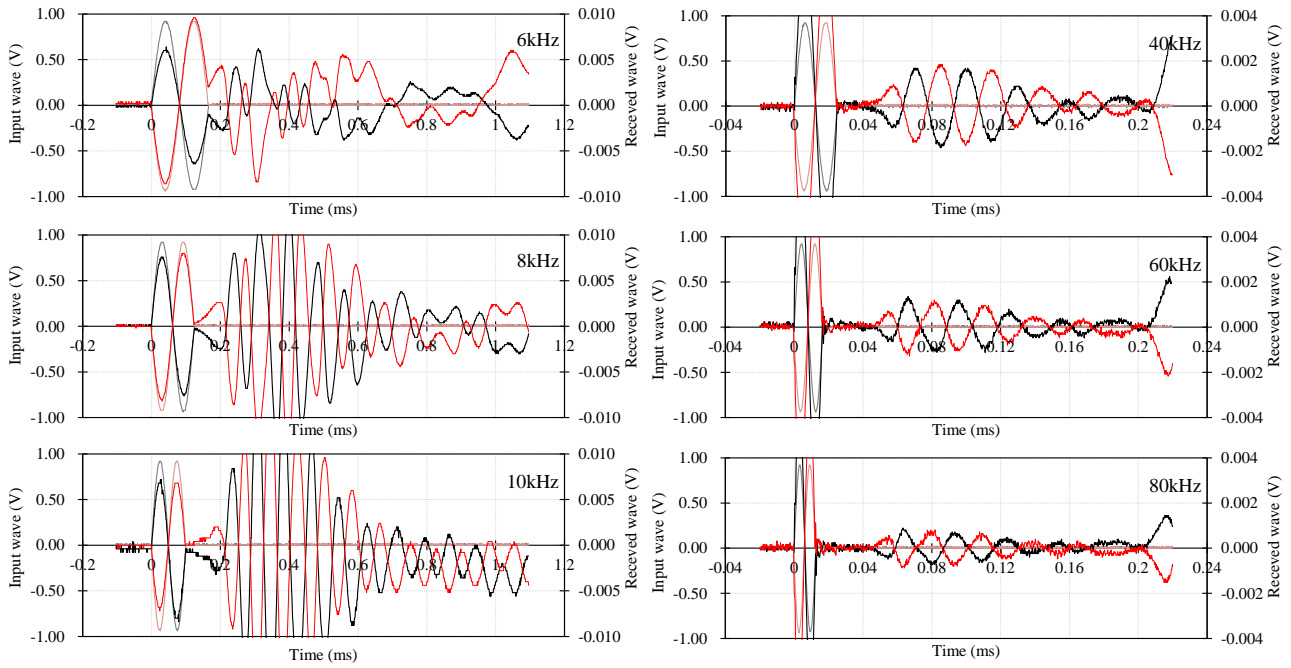


(3) 一軸圧縮試験



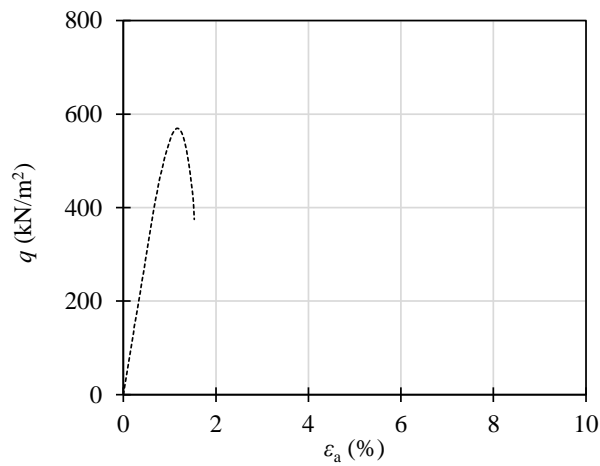
(4) 割裂引張試験

付図-6.59 珪砂6号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令300日

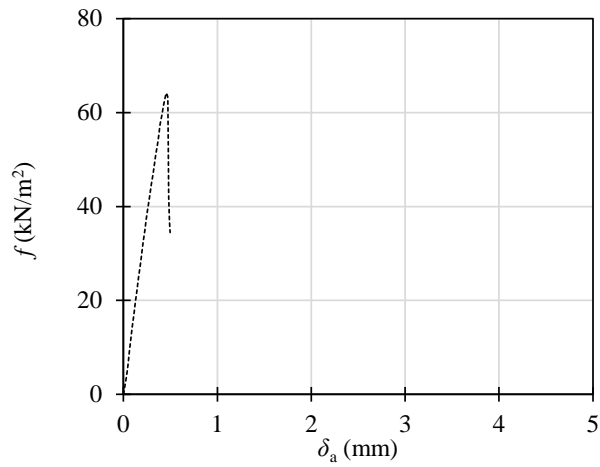


(1) S波試験

(2) P波試験

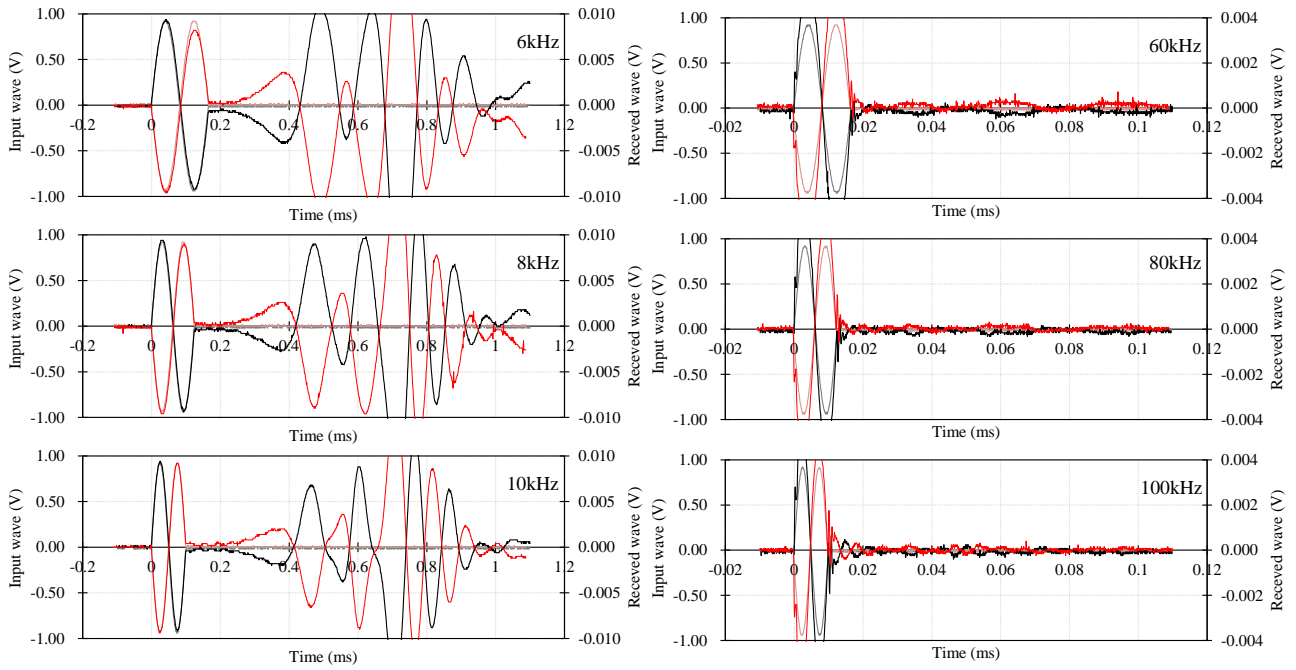


(3) 一軸圧縮試験



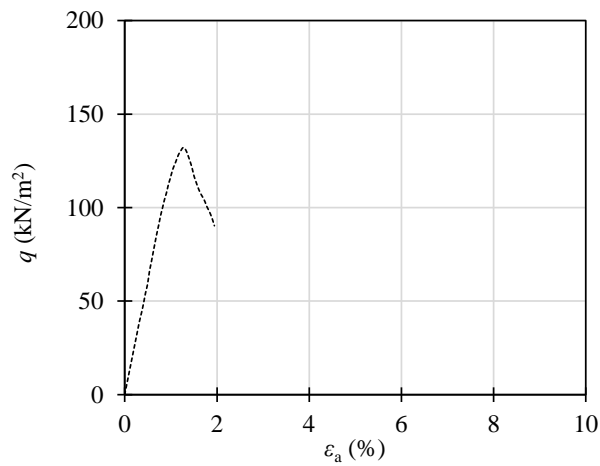
(4) 割裂引張試験

付図-6.60 珪砂 6 号, $D_f=80\%$, $C_s=12\%$, 材令 14 日

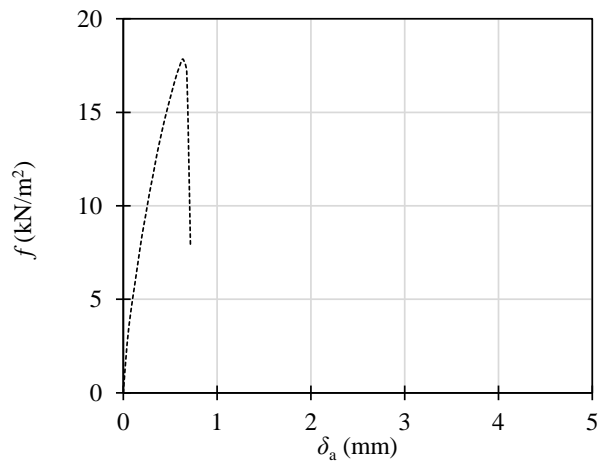


(1) S波試験

(2) P波試験

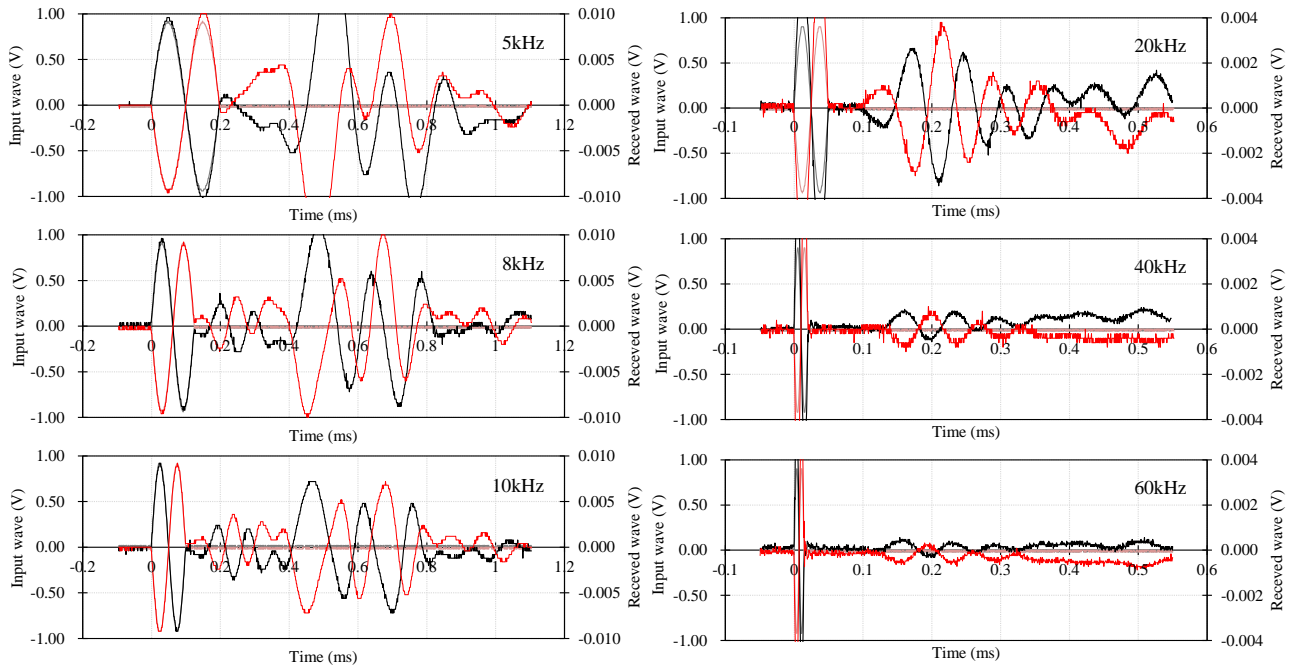


(3) 一軸圧縮試験



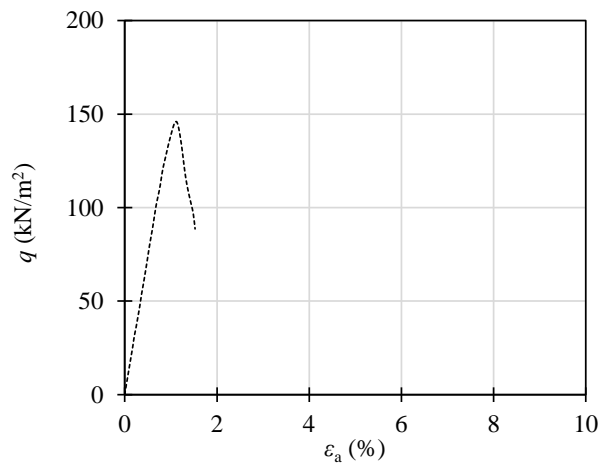
(4) 割裂引張試験

付図-6.61 珪砂5号, $D_r=40\%$, $C_s=6\%$, 材令14日

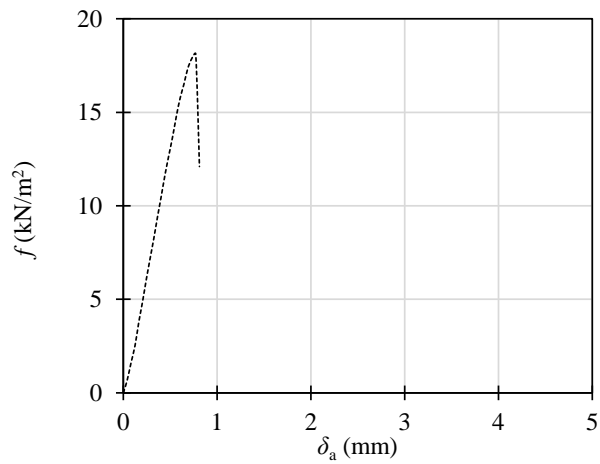


(1) S波試験

(2) P波試験

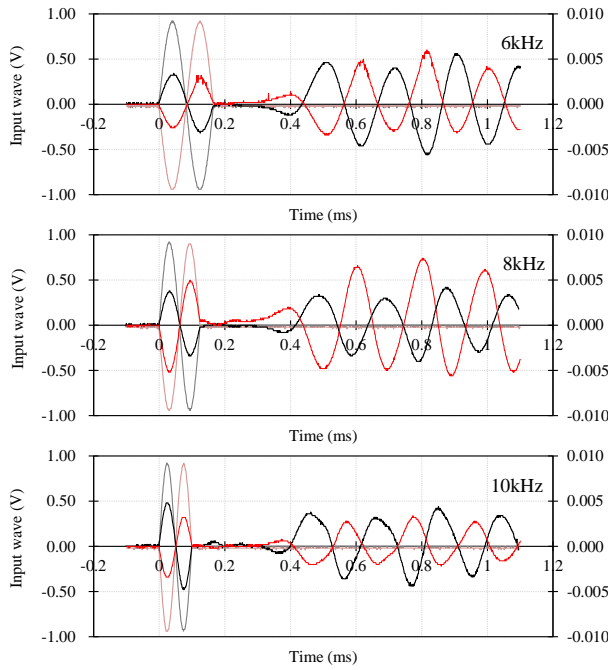


(3) 一軸圧縮試験

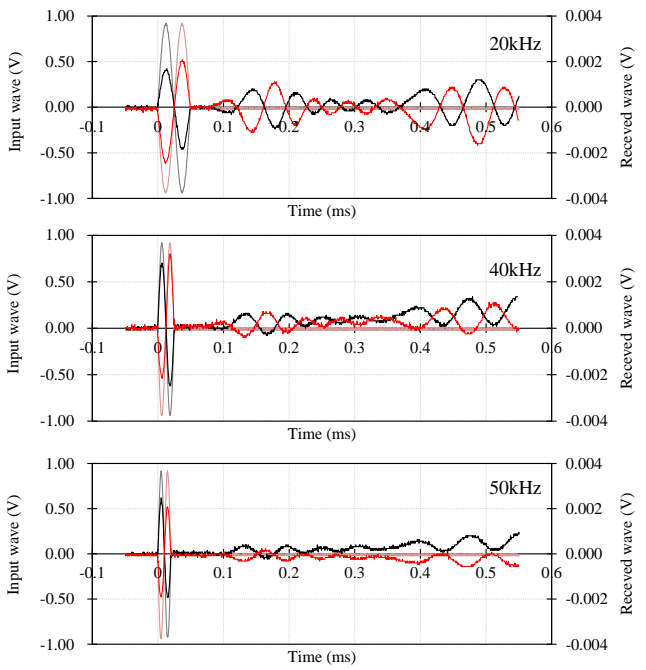


(4) 割裂引張試験

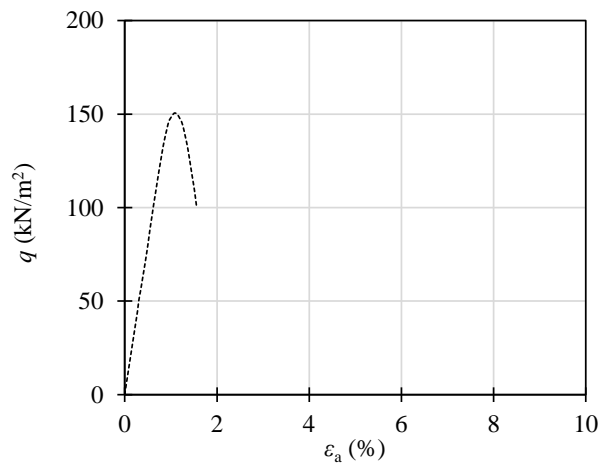
付図-6.62 珪砂5号, $D_f=60\%$, $C_s=6\%$, 材令1日



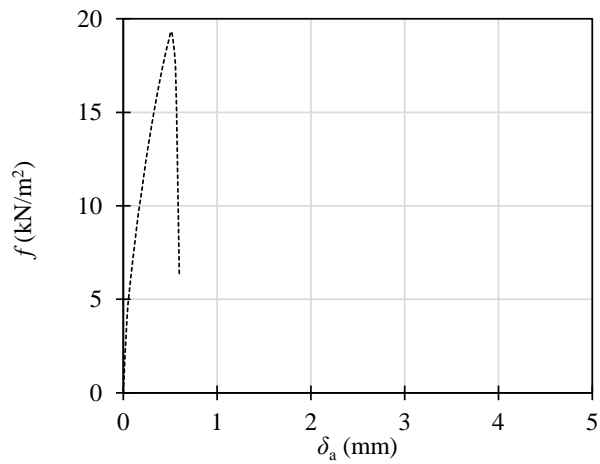
(1) S波試験



(2) P波試験

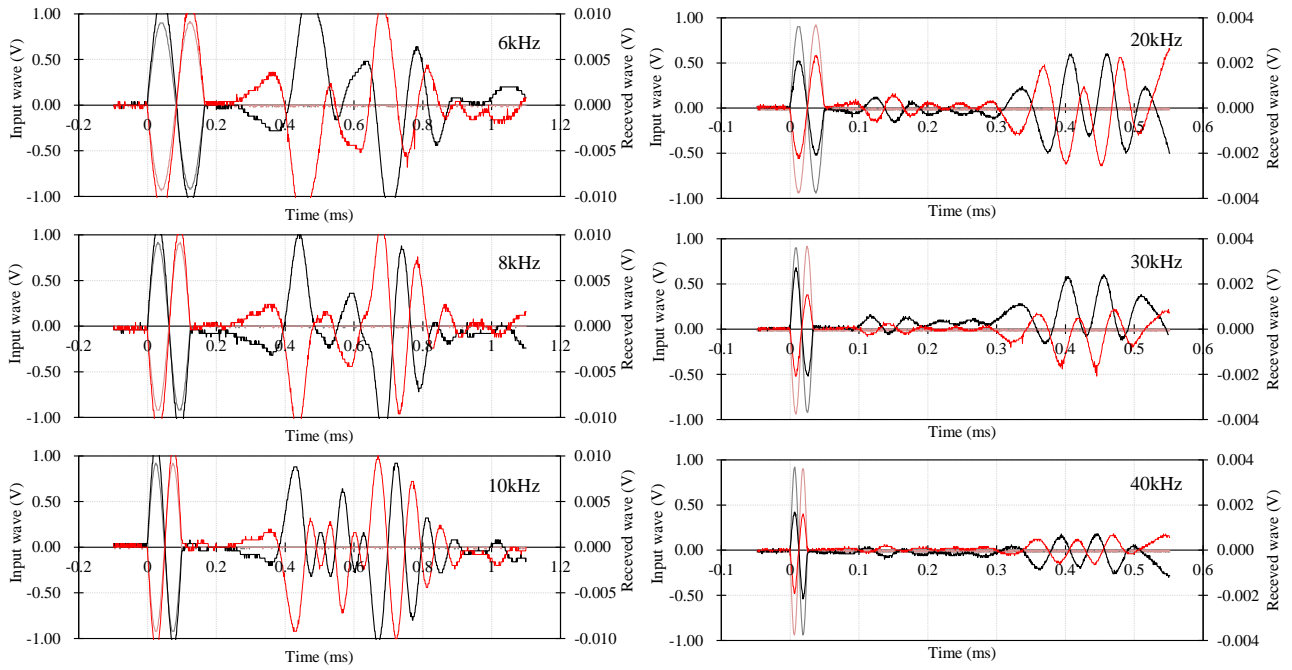


(3) 一軸圧縮試験



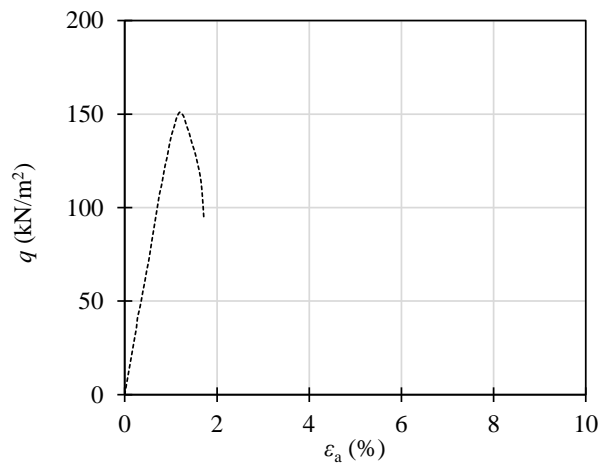
(4) 割裂引張試験

付図-6.63 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令3日

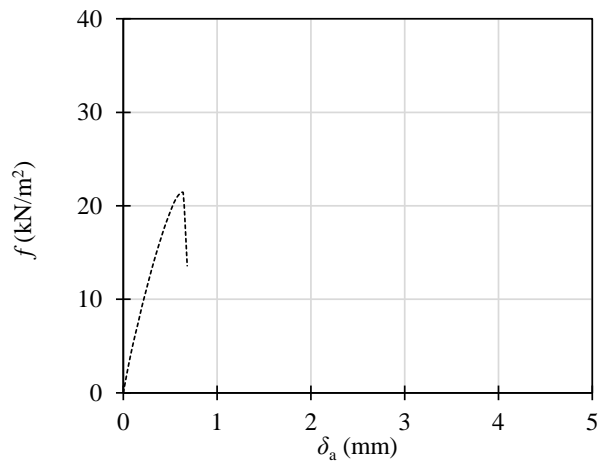


(1) S波試験

(2) P波試験

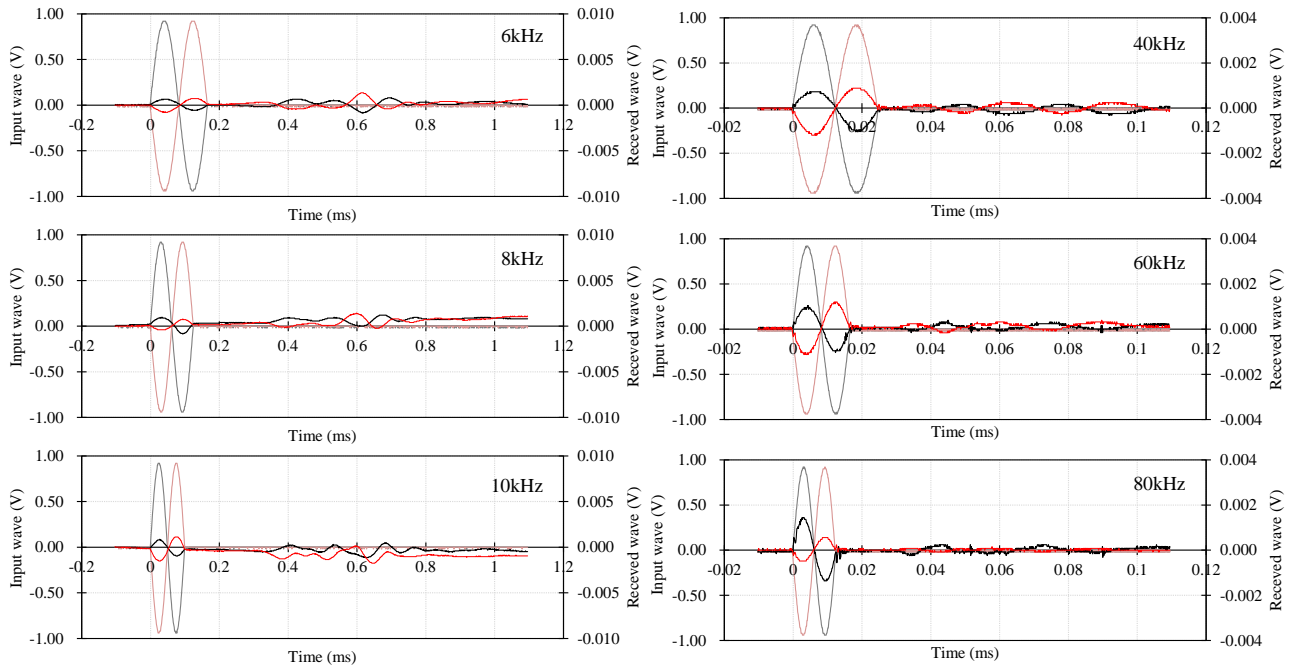


(3) 一軸圧縮試験



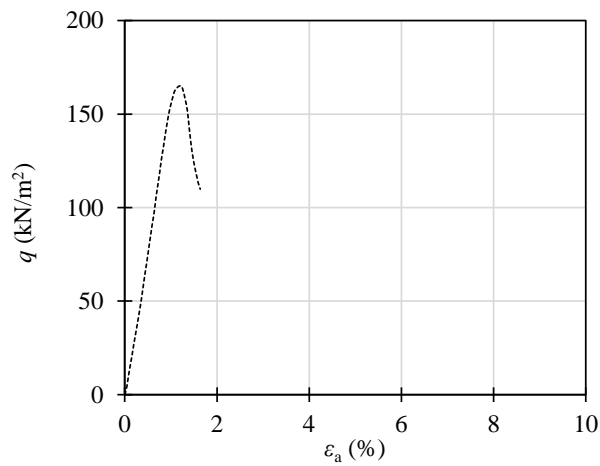
(4) 割裂引張試験

付図-6.64 珪砂5号, $D_F=60\%$, $C_s=6\%$, 材令7日

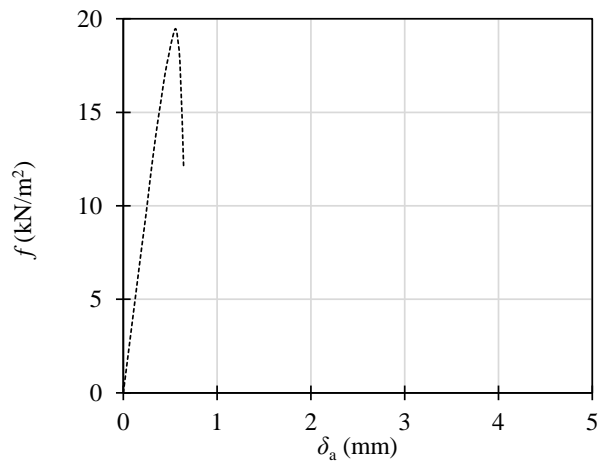


(1) S波試験

(2) P波試験

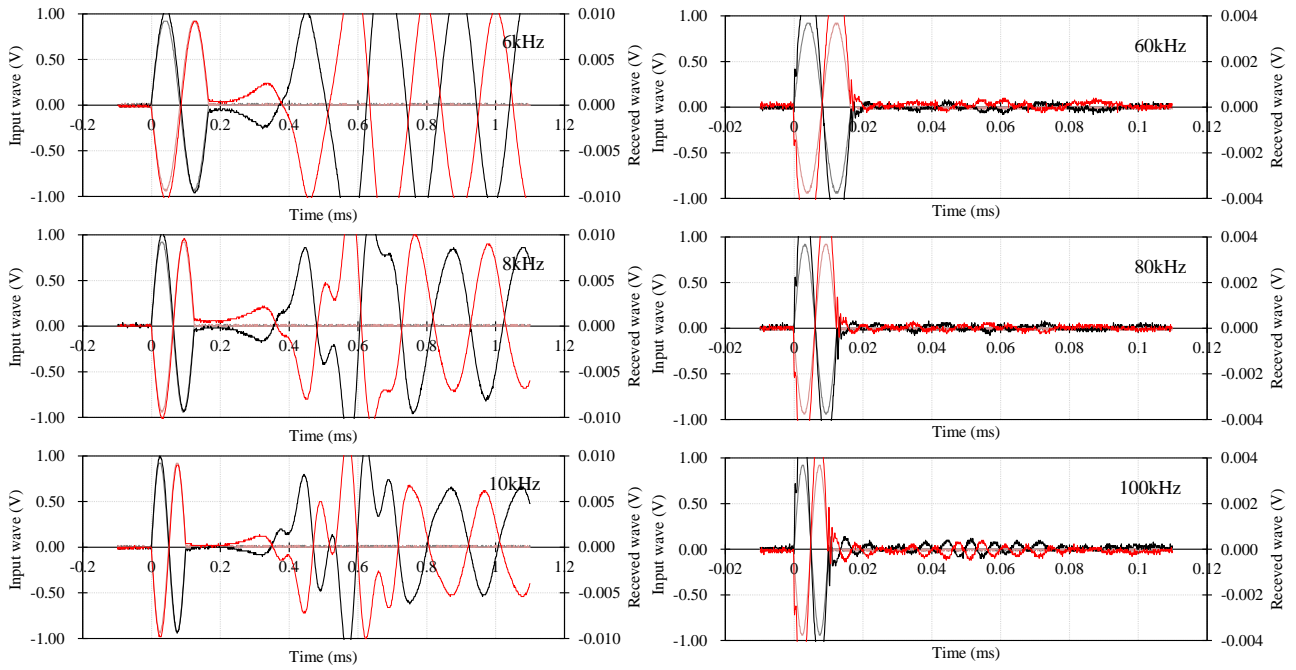


(3) 一軸圧縮試験



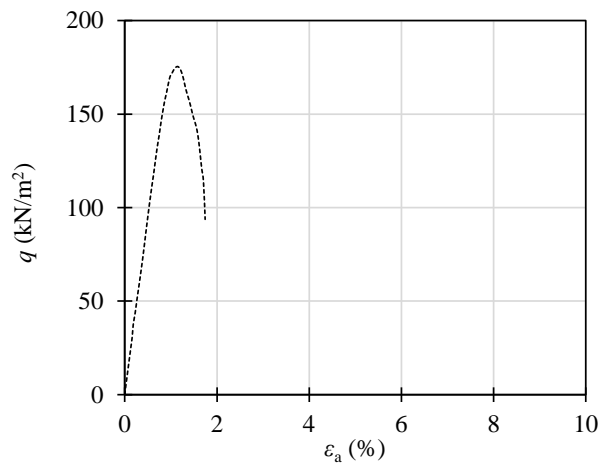
(4) 割裂引張試験

付図-6.65 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令14日

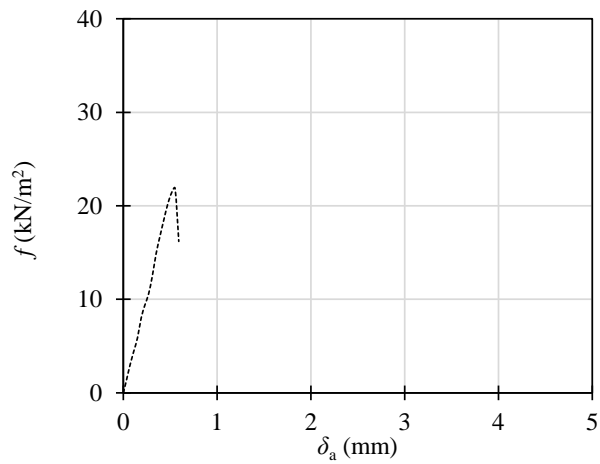


(1) S波試験

(2) P波試験

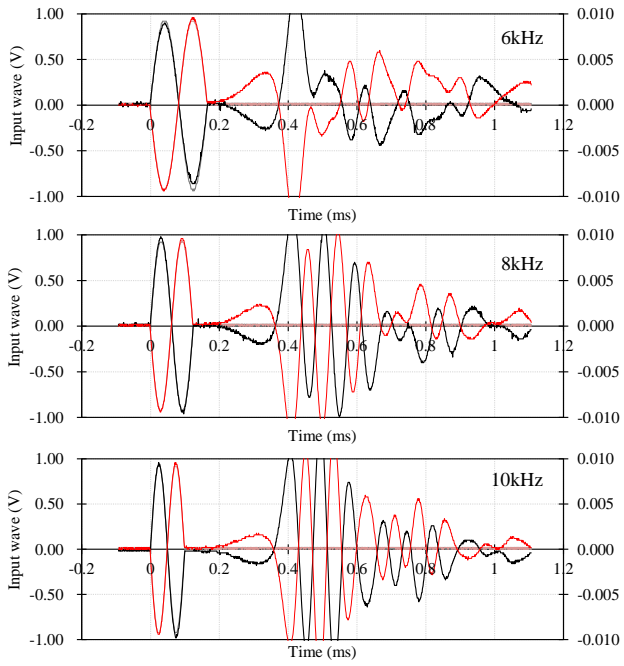


(3) 一軸圧縮試験

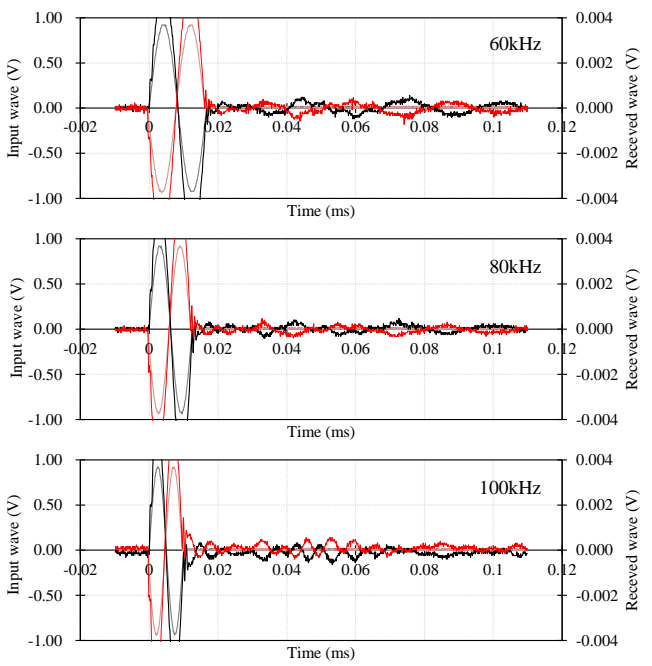


(4) 割裂引張試験

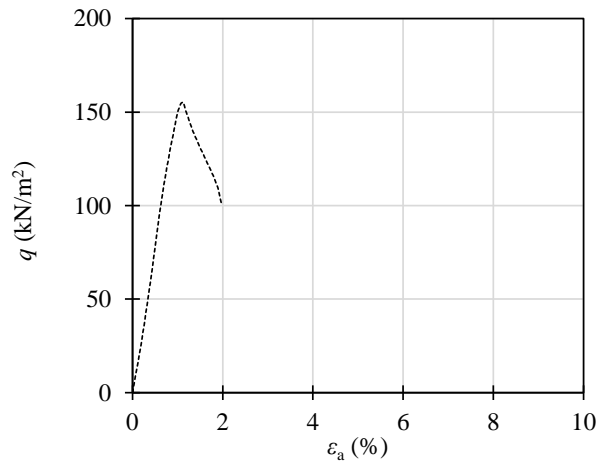
付図-6.66 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令 28 日



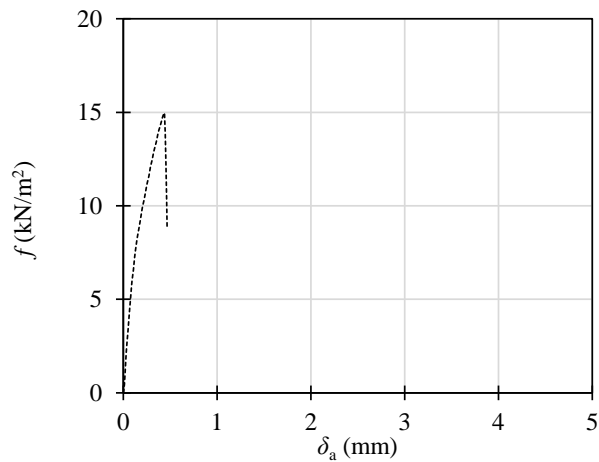
(1) S 波試験



(2) P 波試験

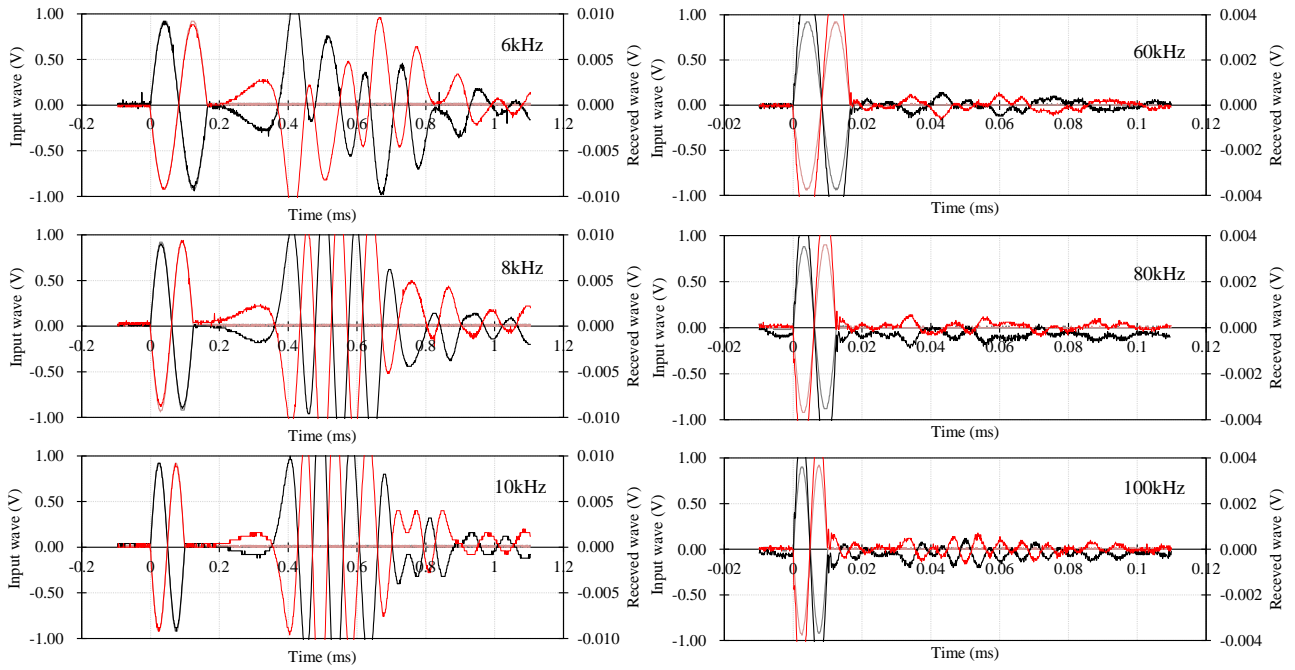


(3) 一軸圧縮試験



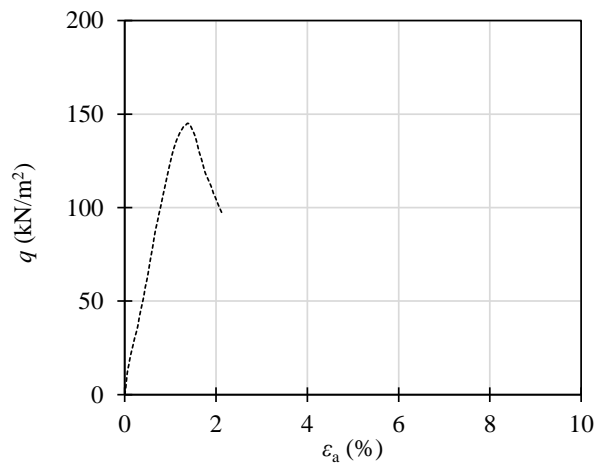
(4) 割裂引張試験

付図-6.67 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令 80 日

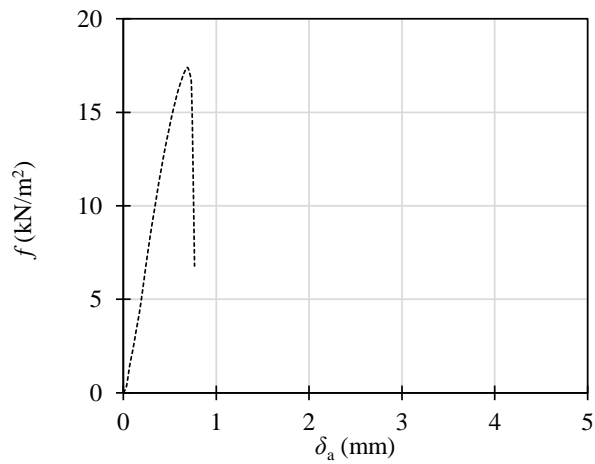


(1) S波試験

(2) P波試験

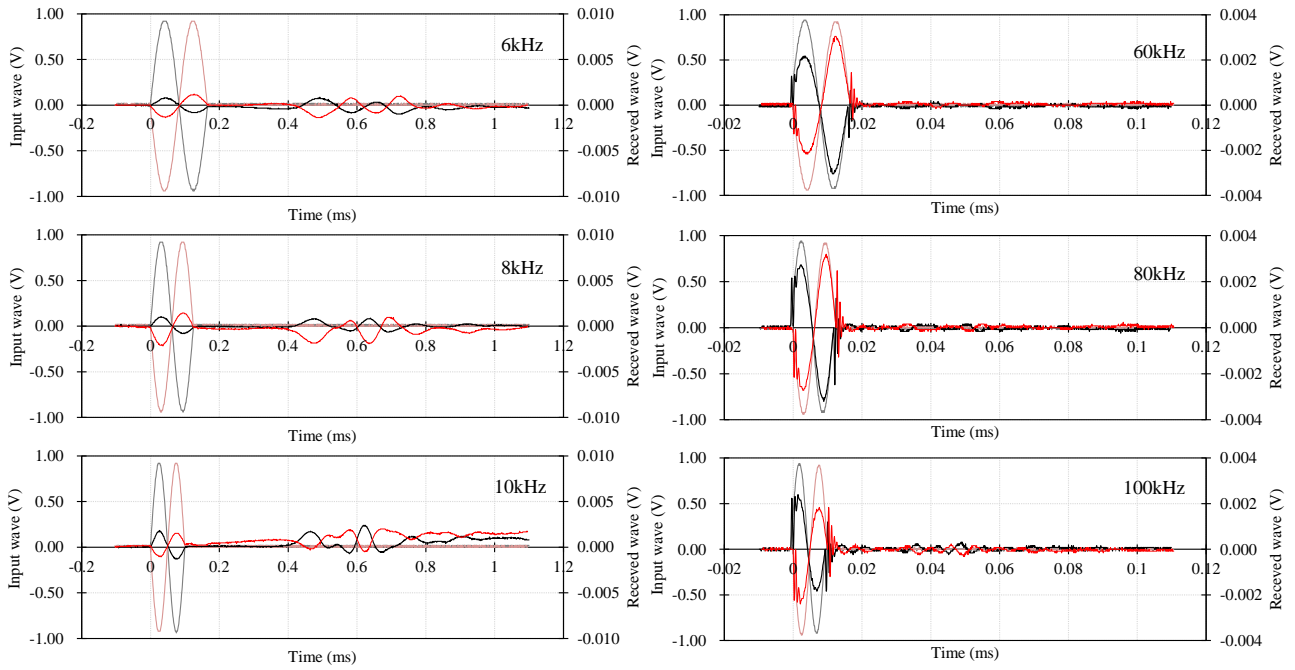


(3) 一軸圧縮試験



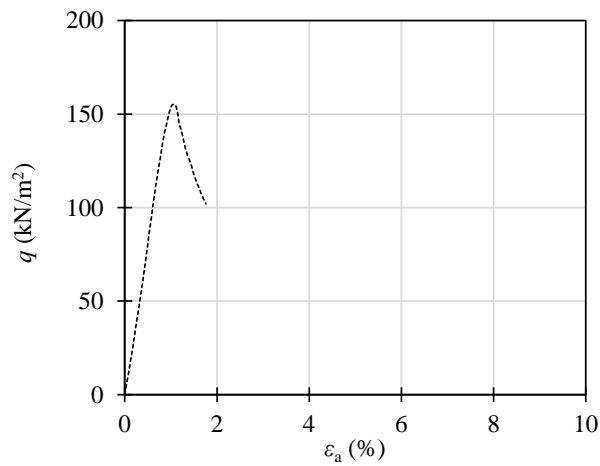
(4) 割裂引張試験

付図-6.68 珪砂 5 号, $D_f=60\%$, $C_s=6\%$, 材令 180 日

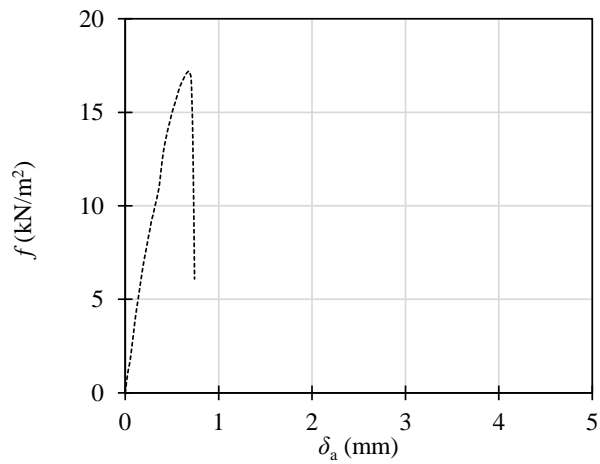


(1) S 波試験

(2) P 波試験

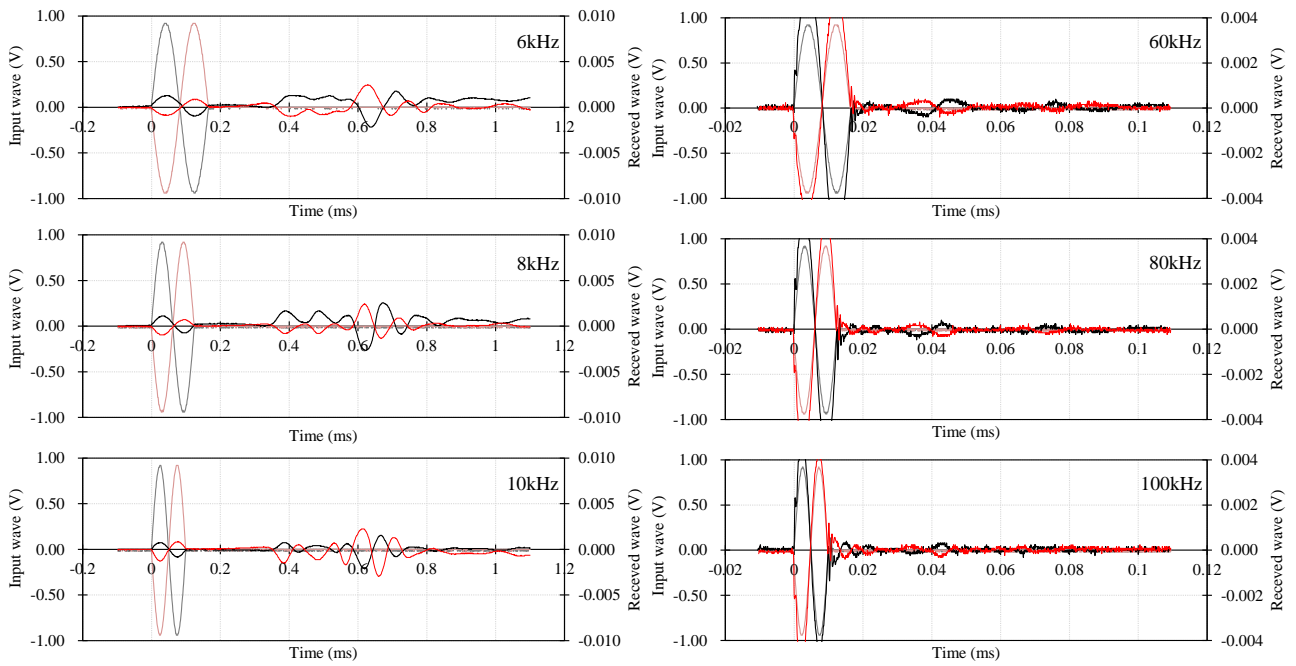


(3) 一軸圧縮試験



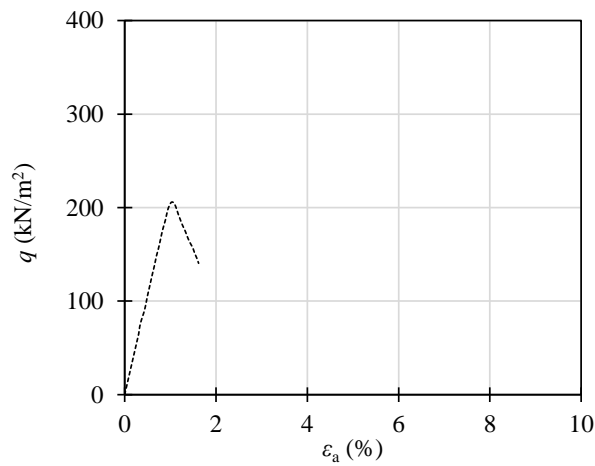
(4) 割裂引張試験

付図-6.69 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=6\%$, 材令 300 日

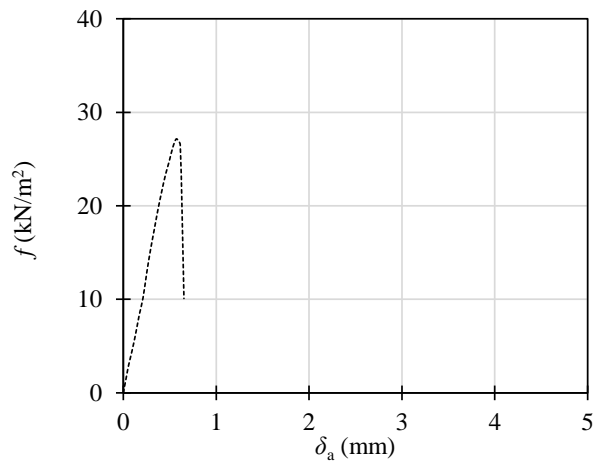


(1) S 波試験

(2) P 波試験

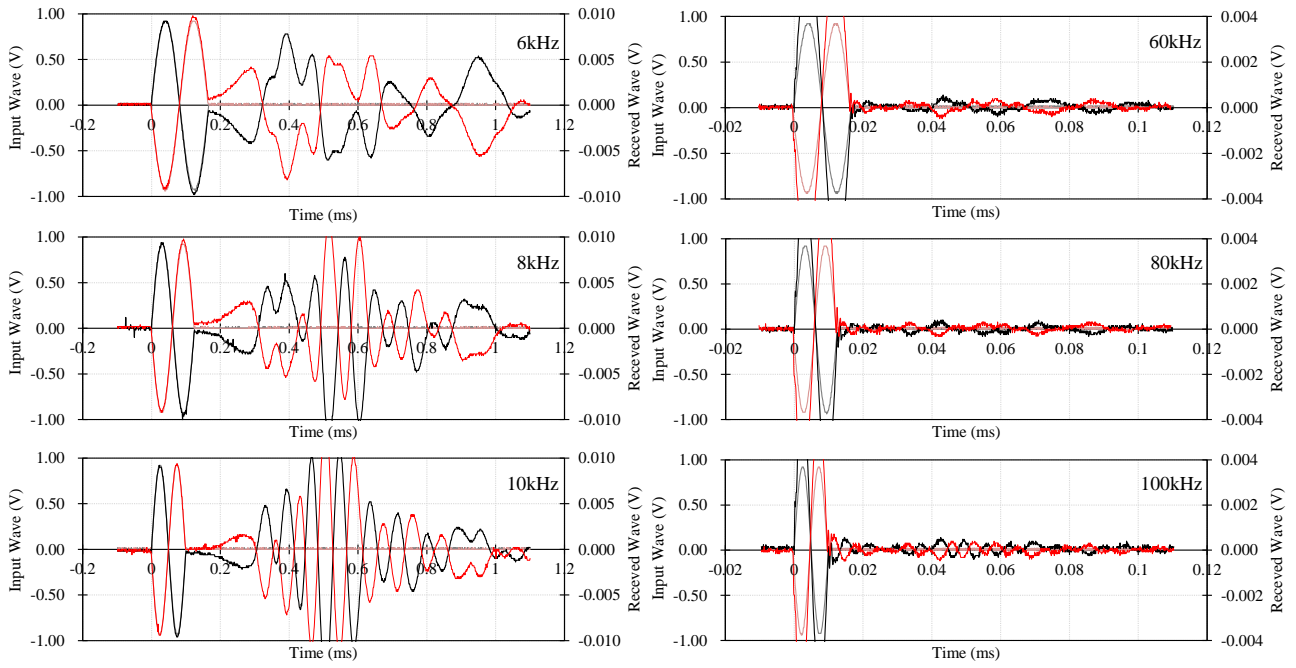


(3) 一軸圧縮試験



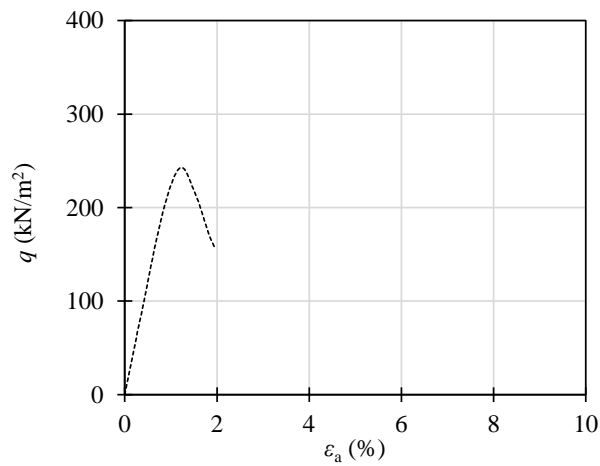
(4) 割裂引張試験

付図-6.70 珪砂 5 号, $D_r=80\%$, $C_s=6\%$, 材令 14 日

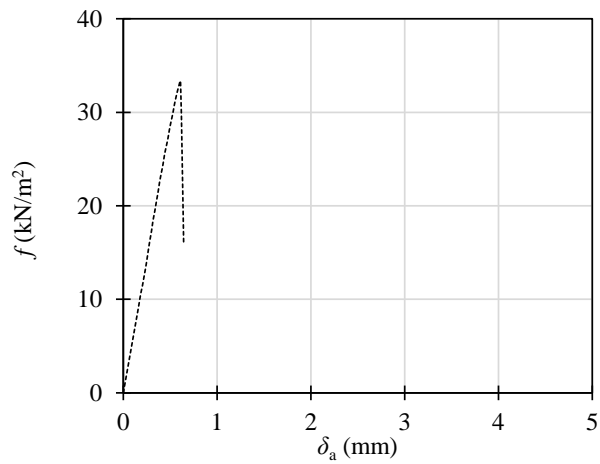


(1) S波試験

(2) P波試験

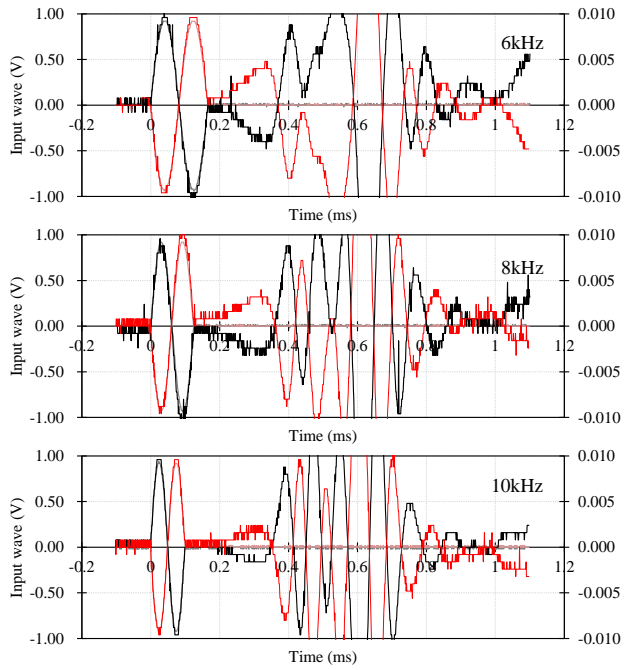


(3) 一軸圧縮試験

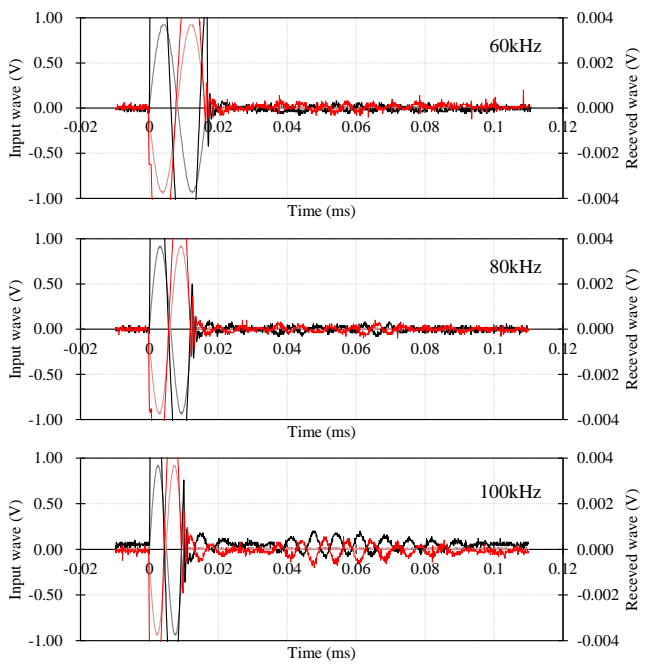


(4) 割裂引張試験

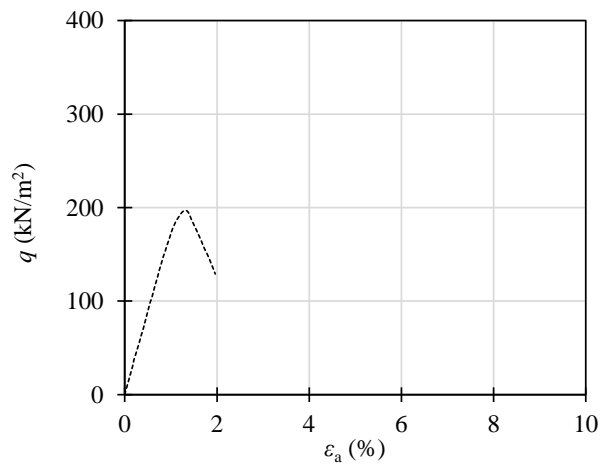
付図-6.71 珪砂5号, $D_r=40\%$, $C_s=9\%$, 材令14日



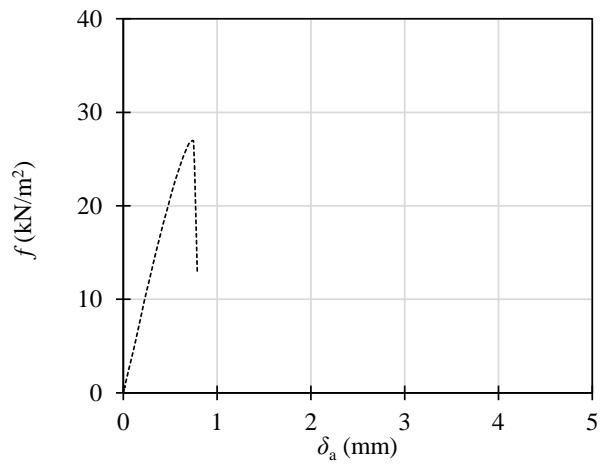
(1) S波試験



(2) P波試験

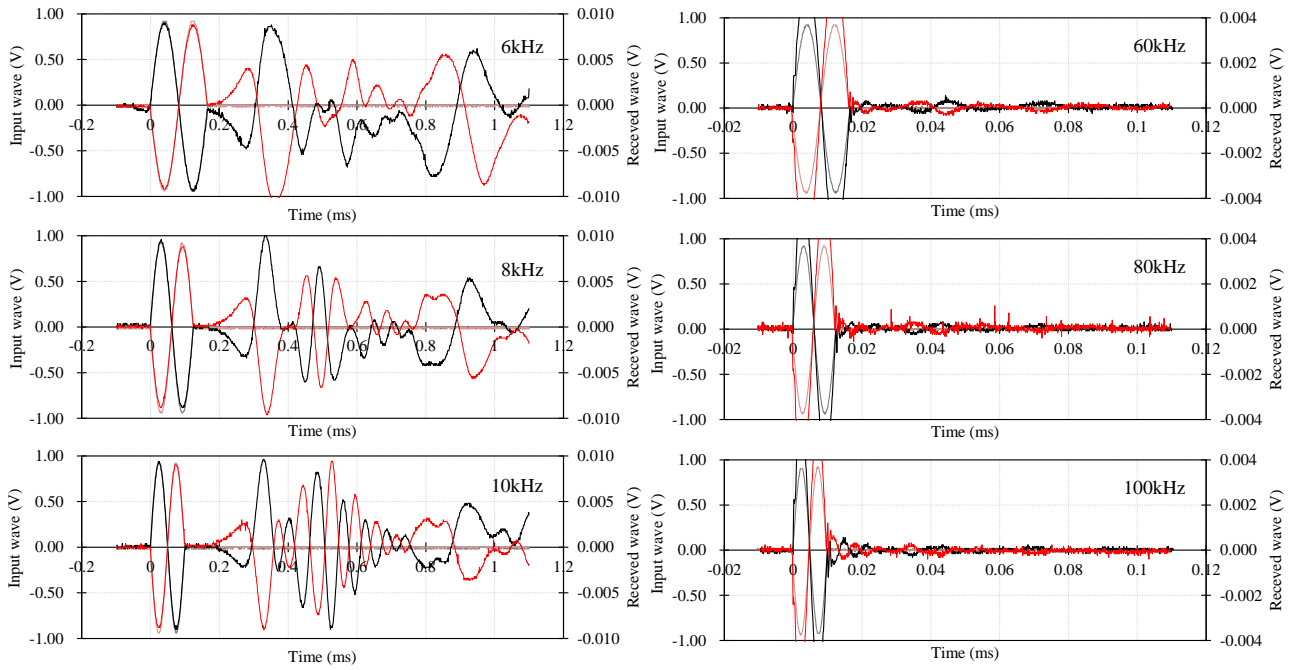


(3) 一軸圧縮試験



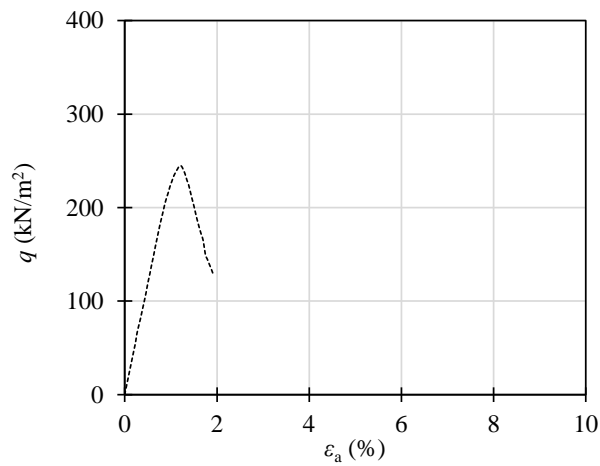
(4) 割裂引張試験

付図-6.72 珪砂5号, $D_F=60\%$, $C_s=9\%$, 材令1日

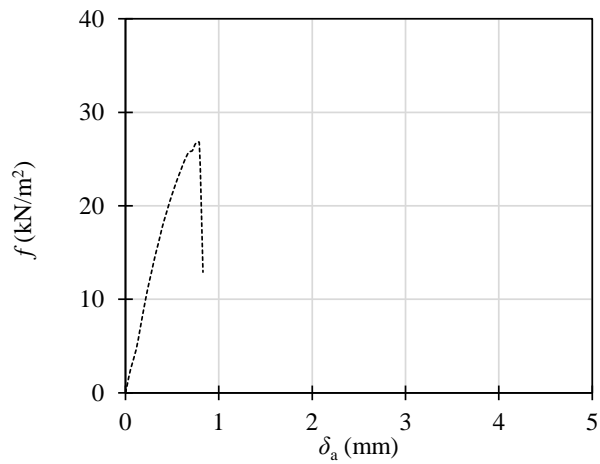


(1) S波試験

(2) P波試験

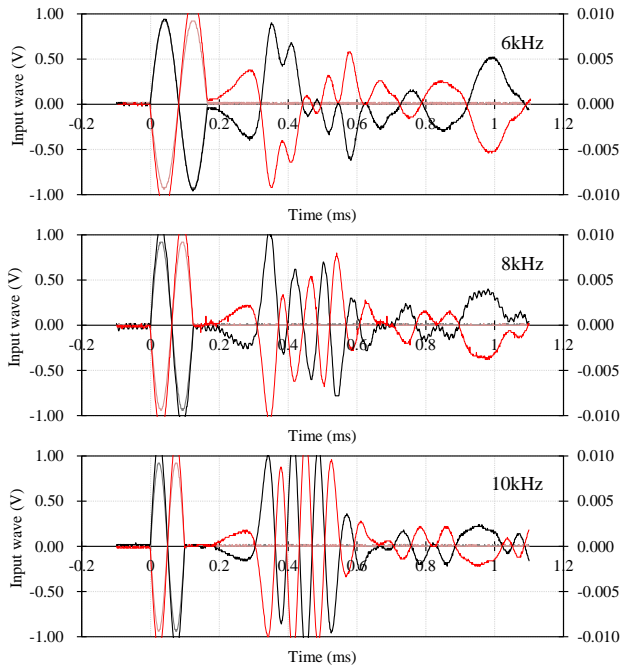


(3) 一軸圧縮試験

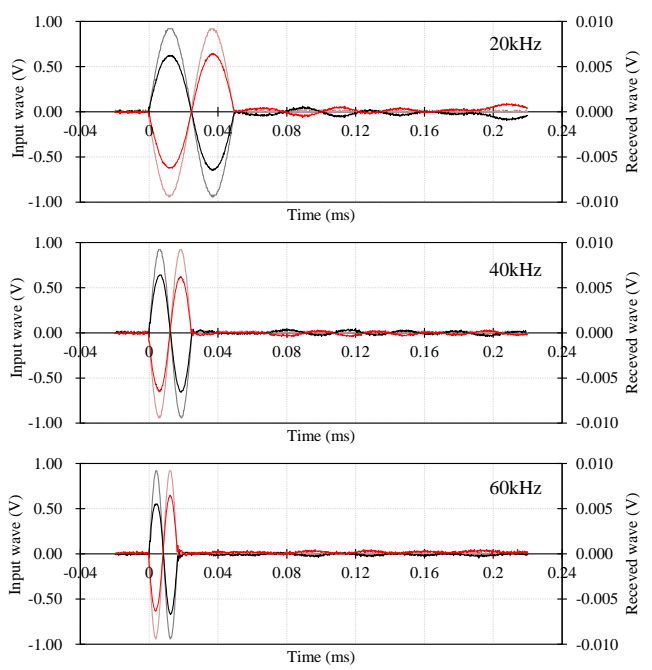


(4) 割裂引張試験

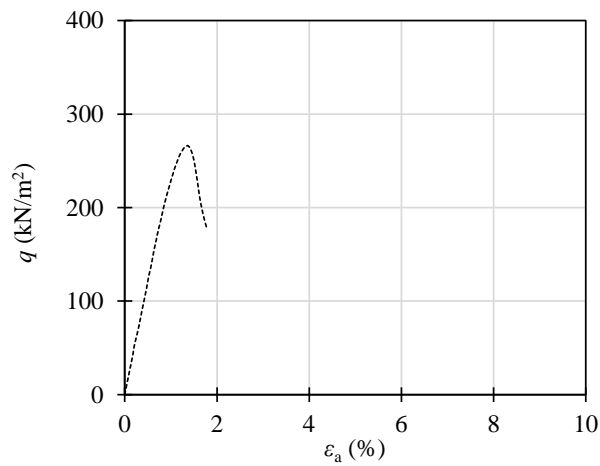
付図-6.73 珪砂5号, $D_f=60\%$, $C_s=9\%$, 材令3日



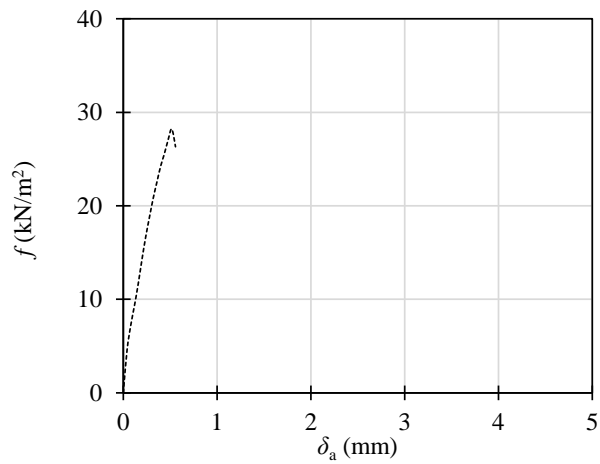
(1) S波試験



(2) P波試験

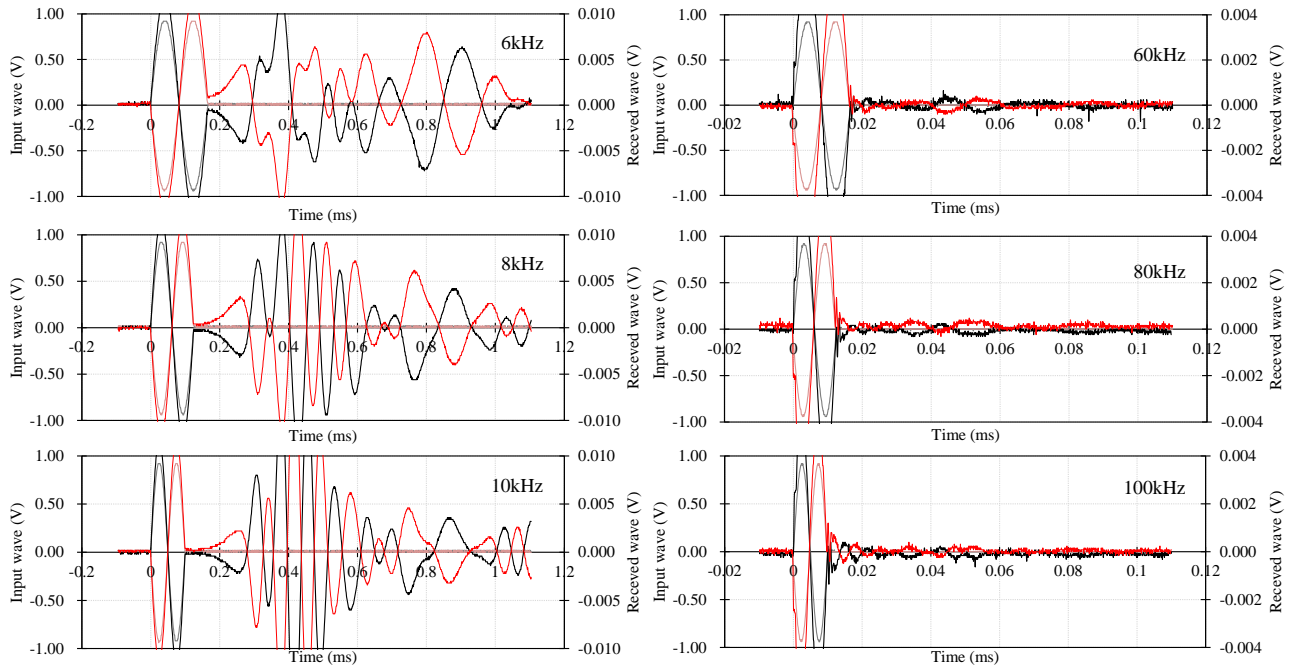


(3) 一軸圧縮試験



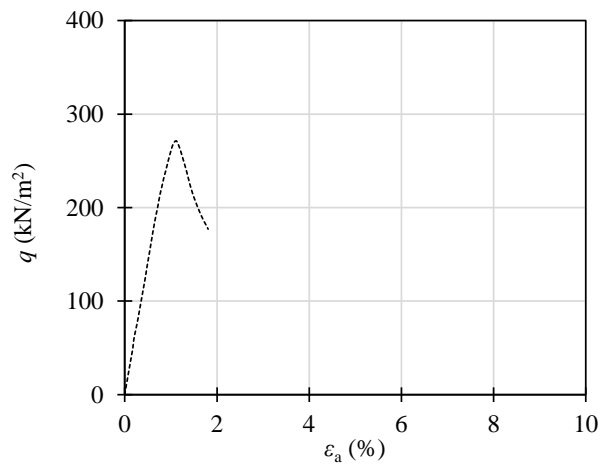
(4) 割裂引張試験

付図-6.74 珪砂5号, $D_f=60\%$, $C_s=9\%$, 材令7日

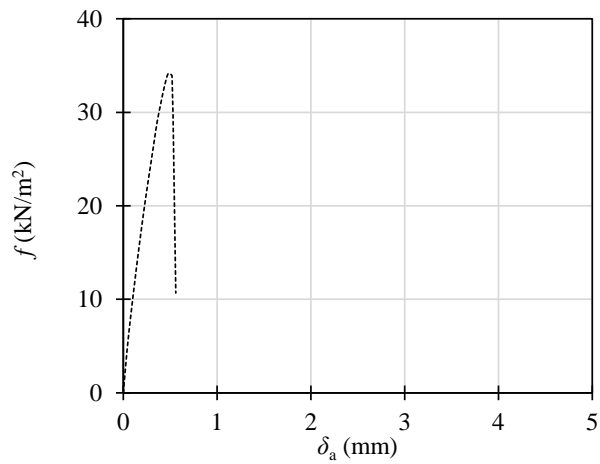


(1) S波試験

(2) P波試験

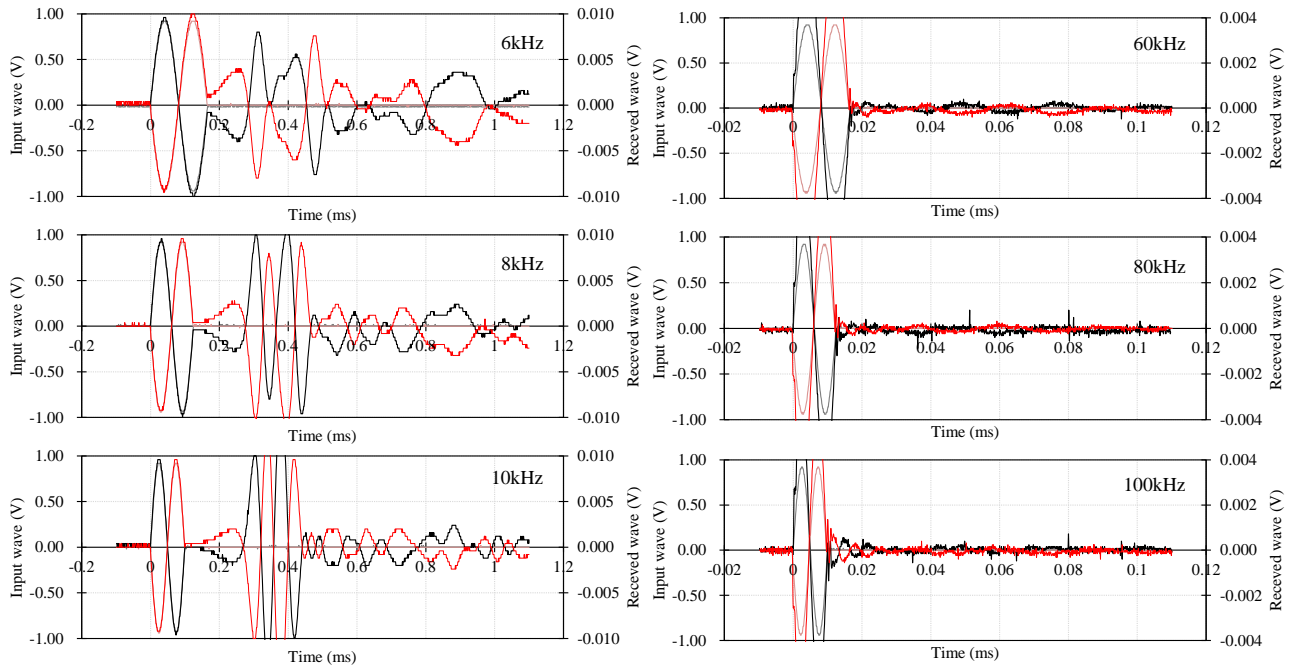


(3) 一軸圧縮試験



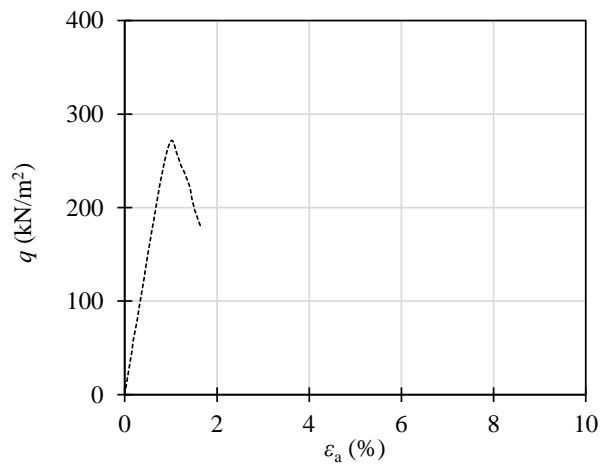
(4) 割裂引張試験

付図-6.75 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令14日

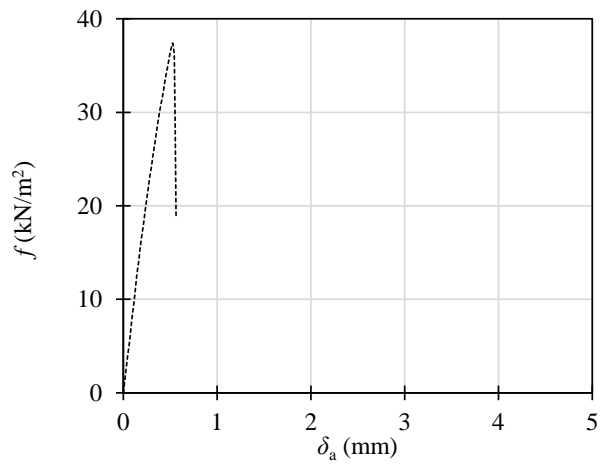


(1) S波試験

(2) P波試験

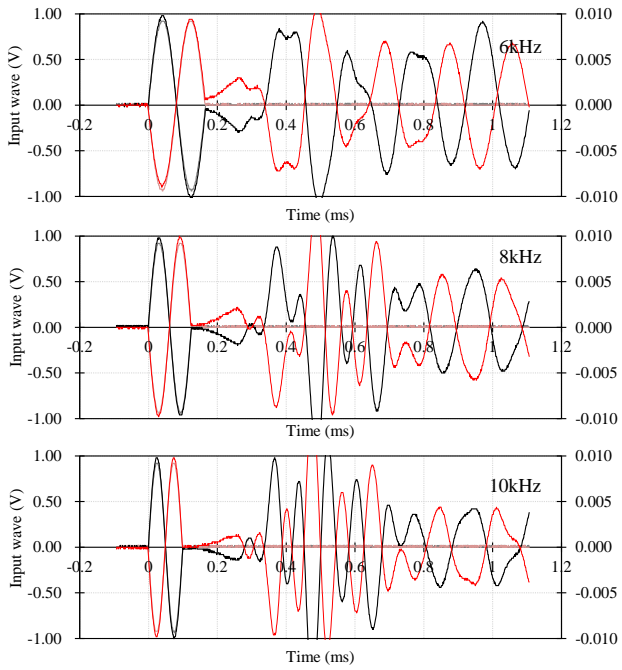


(3) 一軸圧縮試験

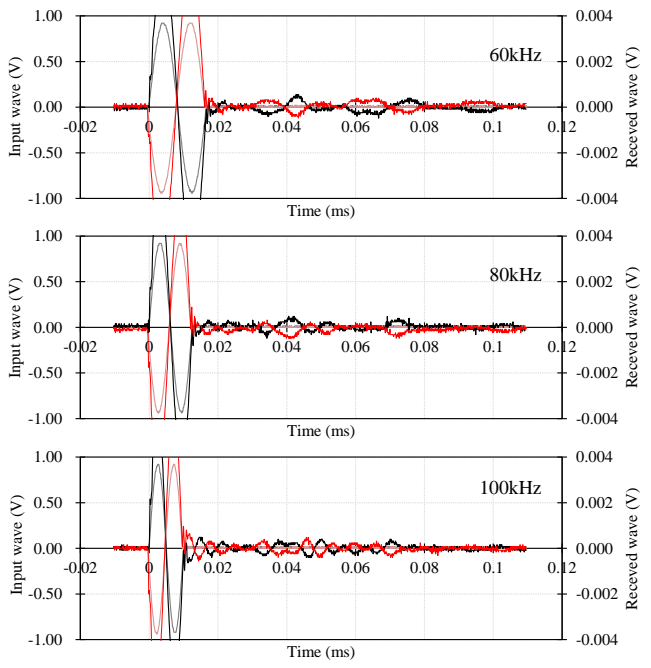


(4) 割裂引張試験

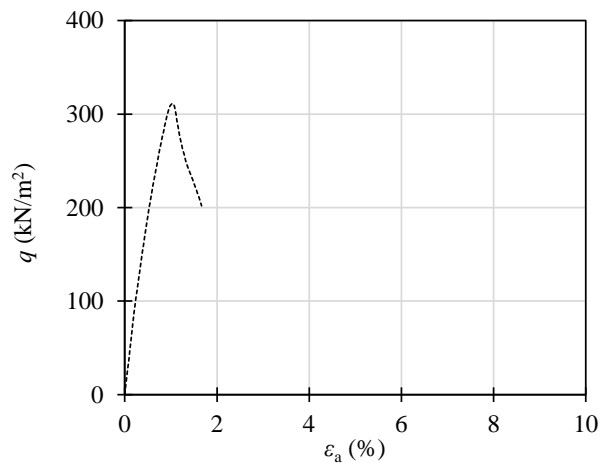
付図-6.76 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令28日



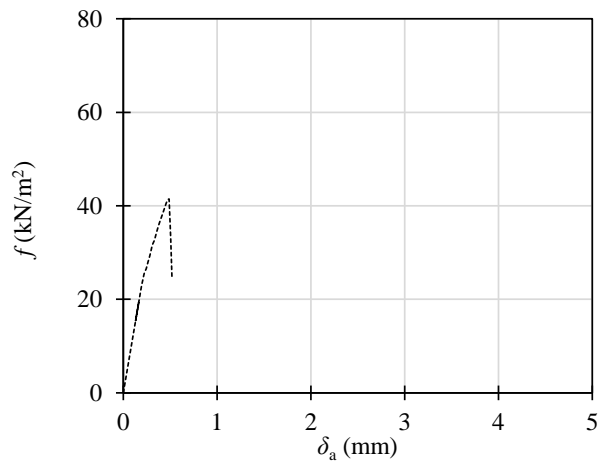
(1) S波試験



(2) P波試験

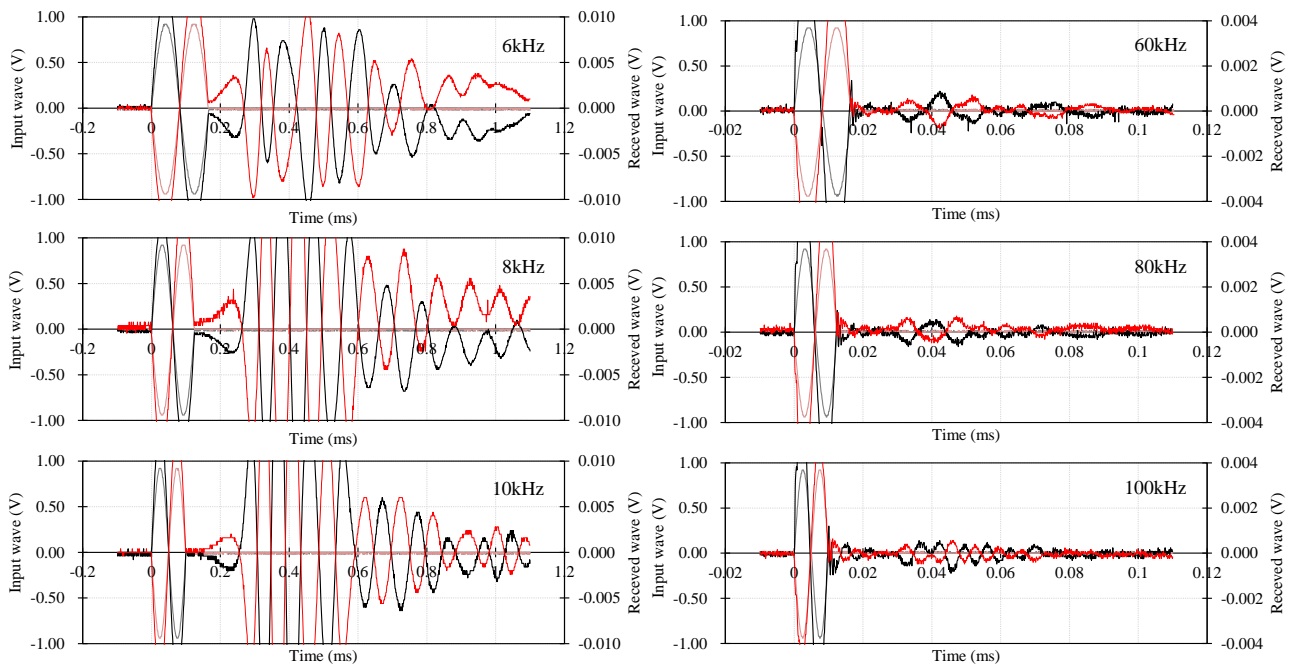


(3) 一軸圧縮試験



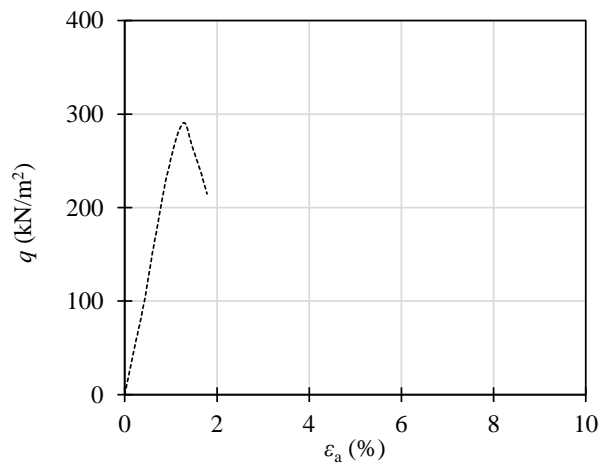
(4) 割裂引張試験

付図-6.77 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令80日

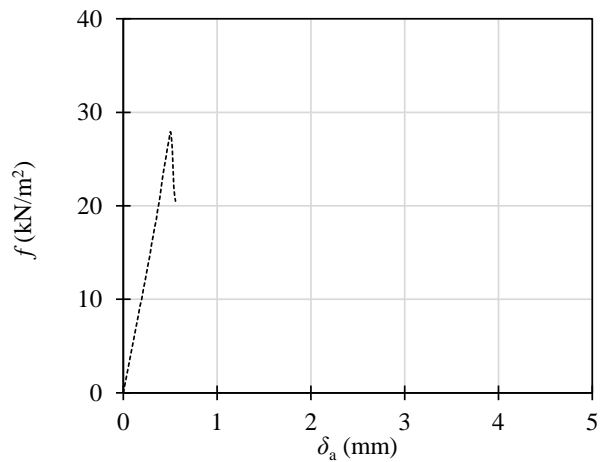


(1) S 波試験

(2) P 波試験

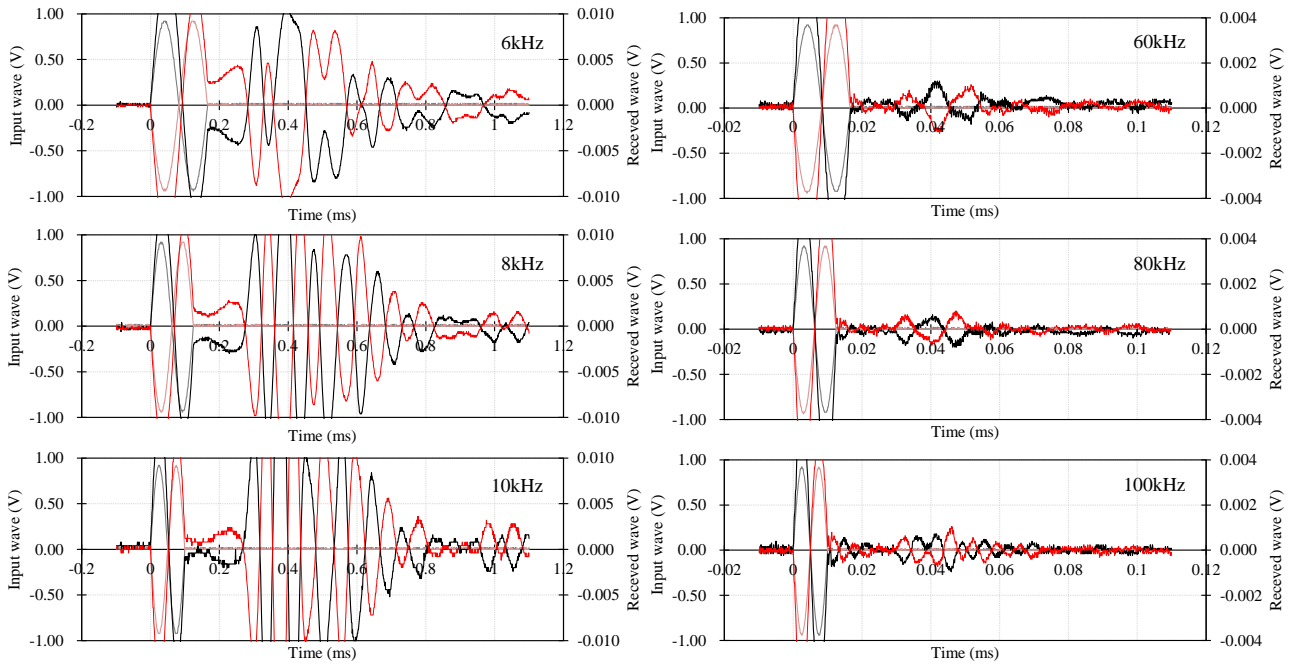


(3) 一軸圧縮試験



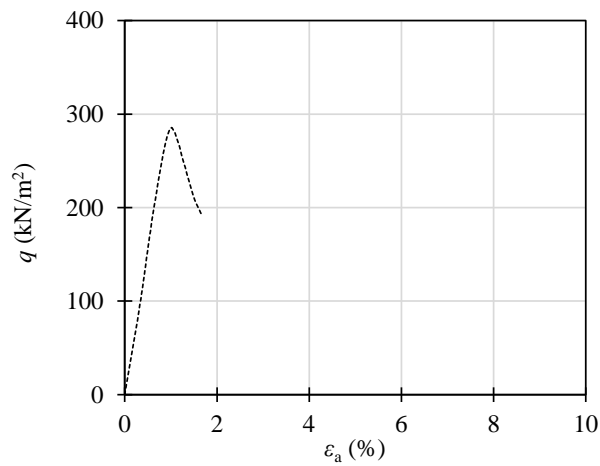
(4) 割裂引張試験

付図-6.78 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 180 日

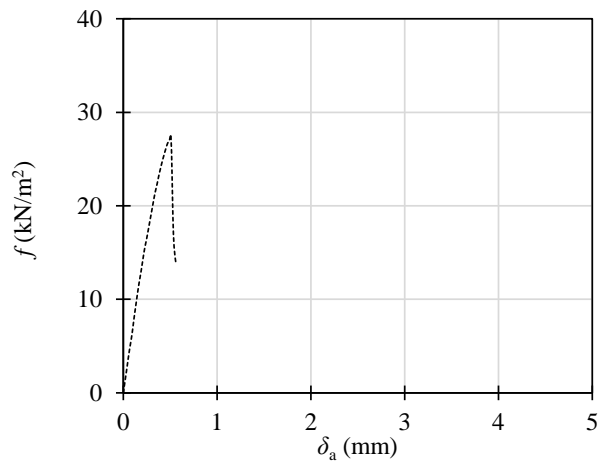


(1) S波試験

(2) P波試験

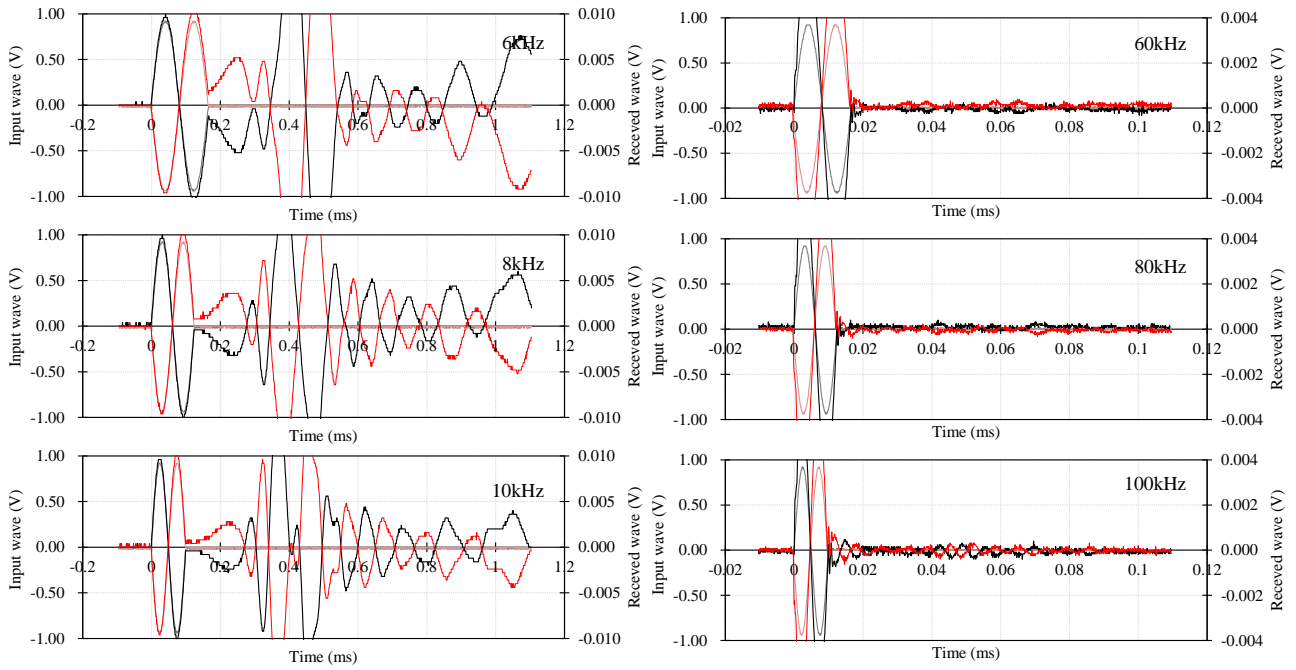


(3) 一軸圧縮試験



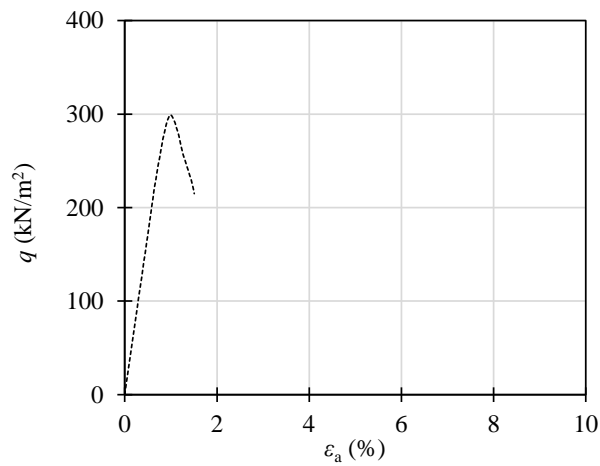
(4) 割裂引張試験

付図-6.79 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=9\%$, 材令 300 日

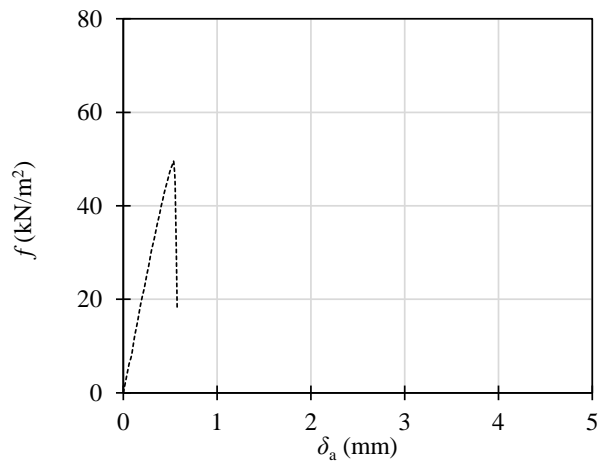


(1) S波試験

(2) P波試験

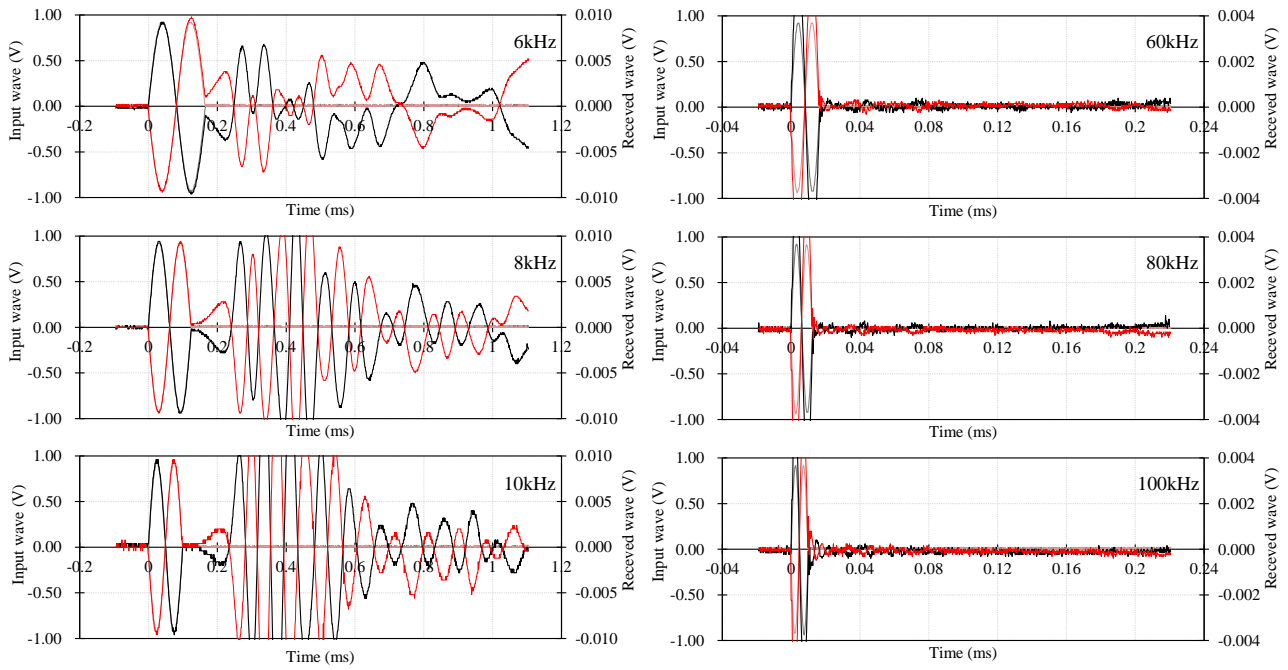


(3) 一軸圧縮試験



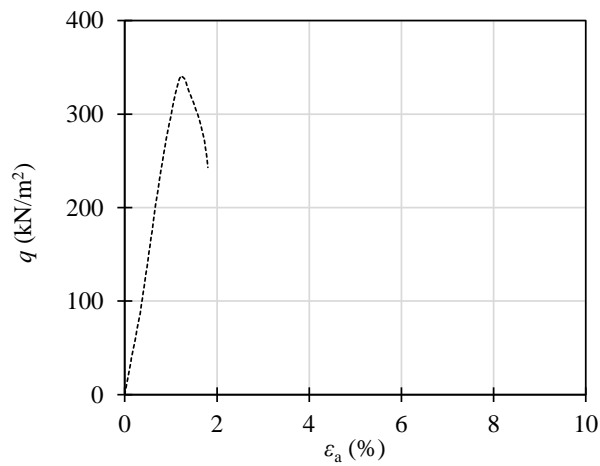
(4) 割裂引張試験

付図-6.80 珪砂5号, $D_r=80\%$, $C_s=9\%$, 材令14日

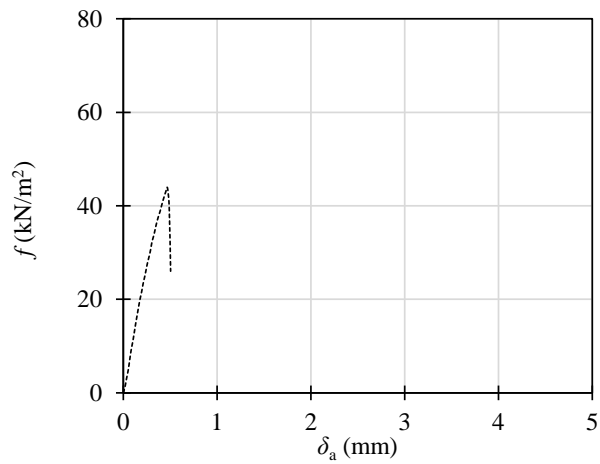


(1) S波試験

(2) P波試験

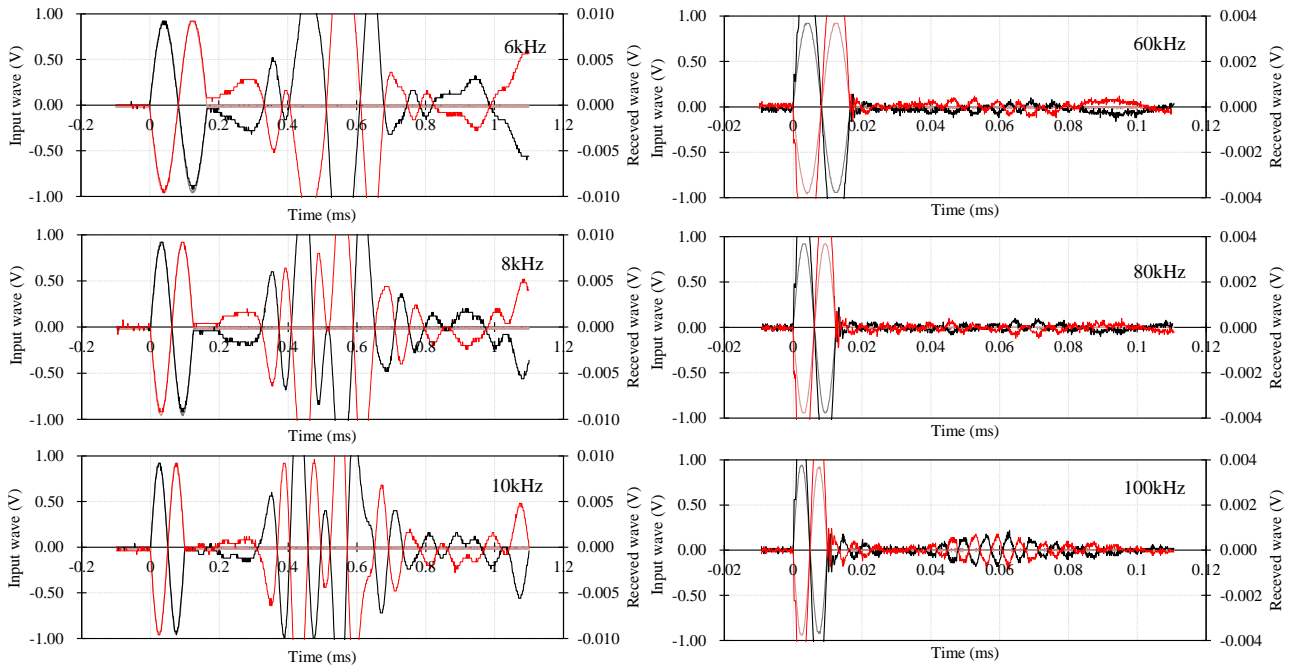


(3) 一軸圧縮試験



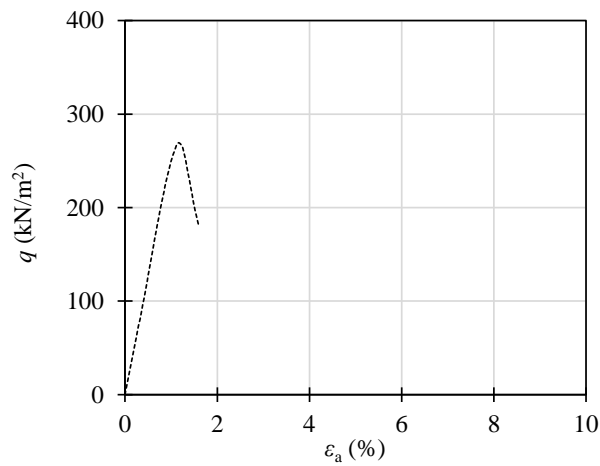
(4) 割裂引張試験

付図-6.81 珪砂 5 号, $D_r=40\%$, $C_s=12\%$, 材令 14 日

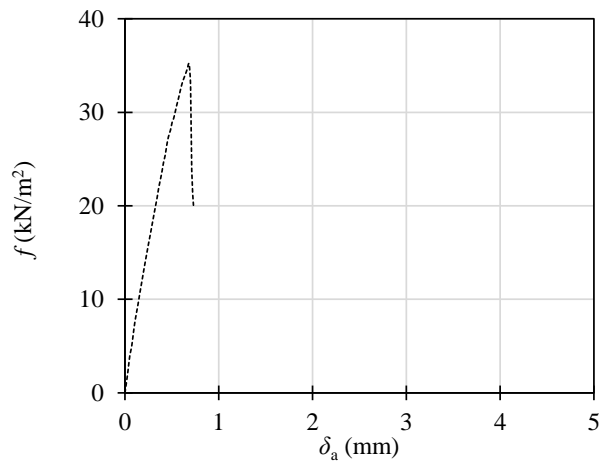


(1) S波試験

(2) P波試験

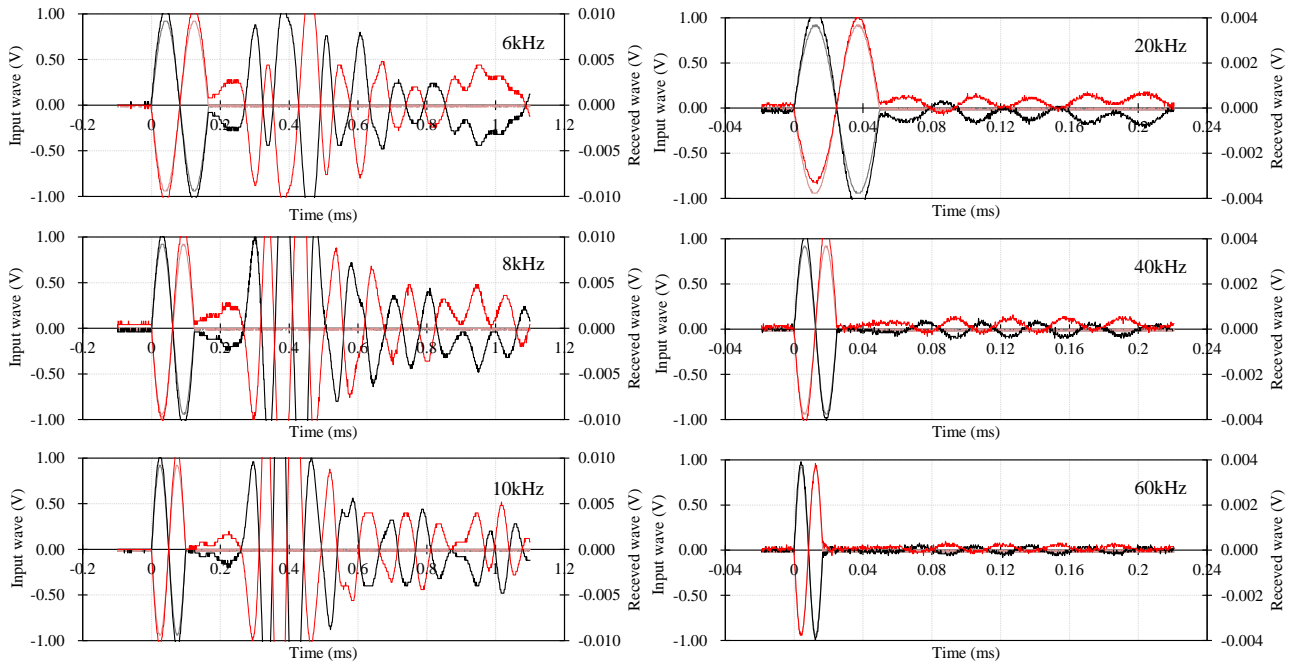


(3) 一軸圧縮試験



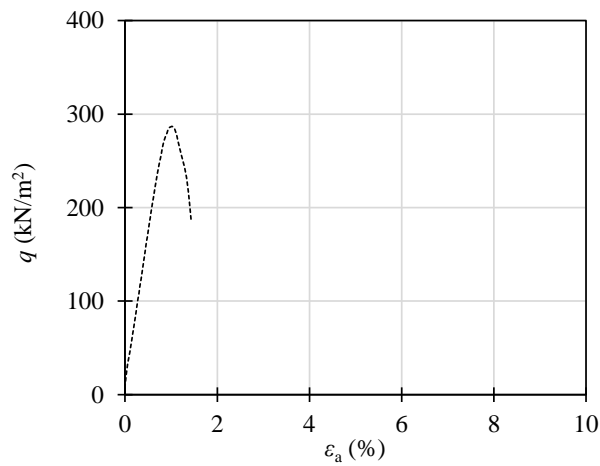
(4) 割裂引張試験

付図-6.82 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令1日

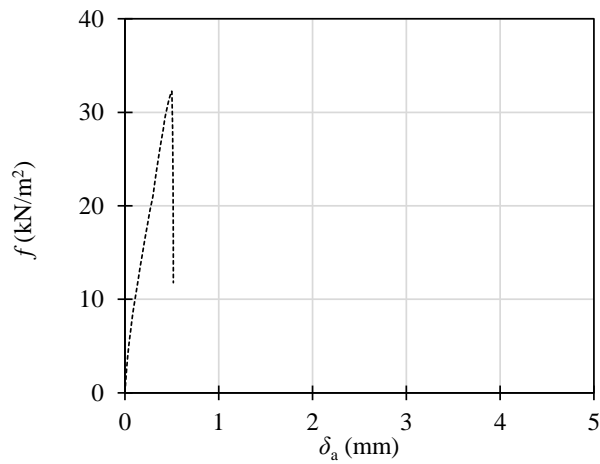


(1) S波試験

(2) P波試験

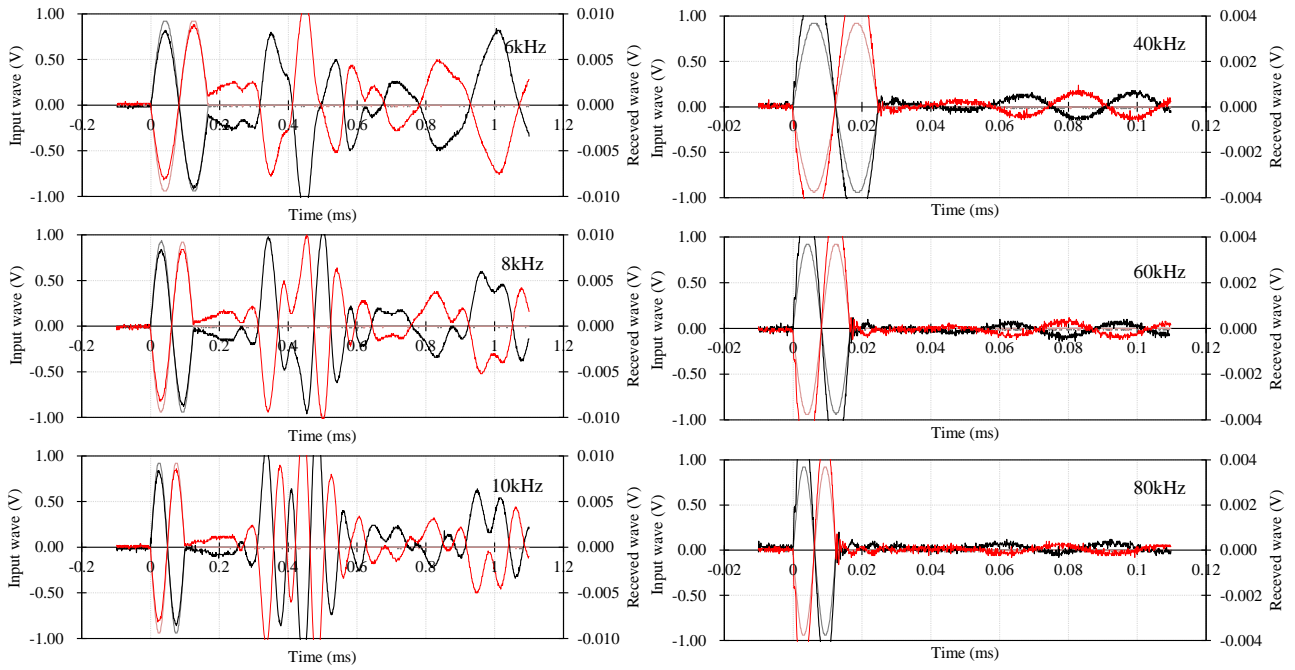


(3) 一軸圧縮試験



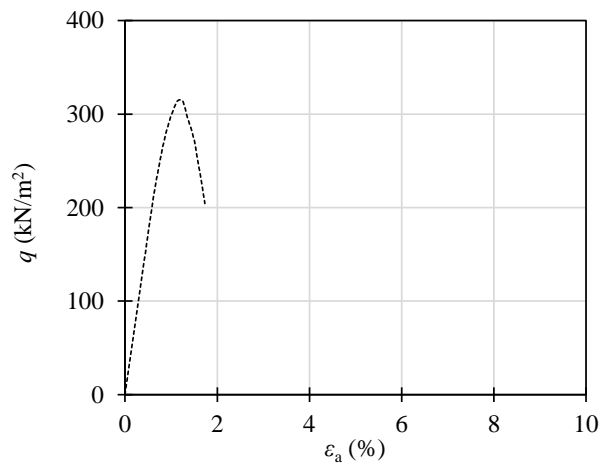
(4) 割裂引張試験

付図-6.83 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令3日

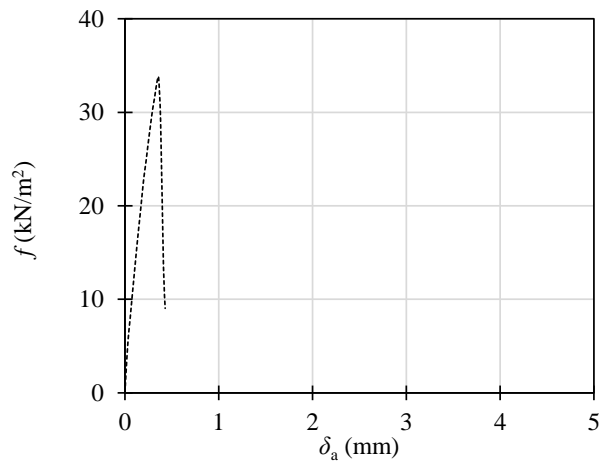


(1) S波試験

(2) P波試験

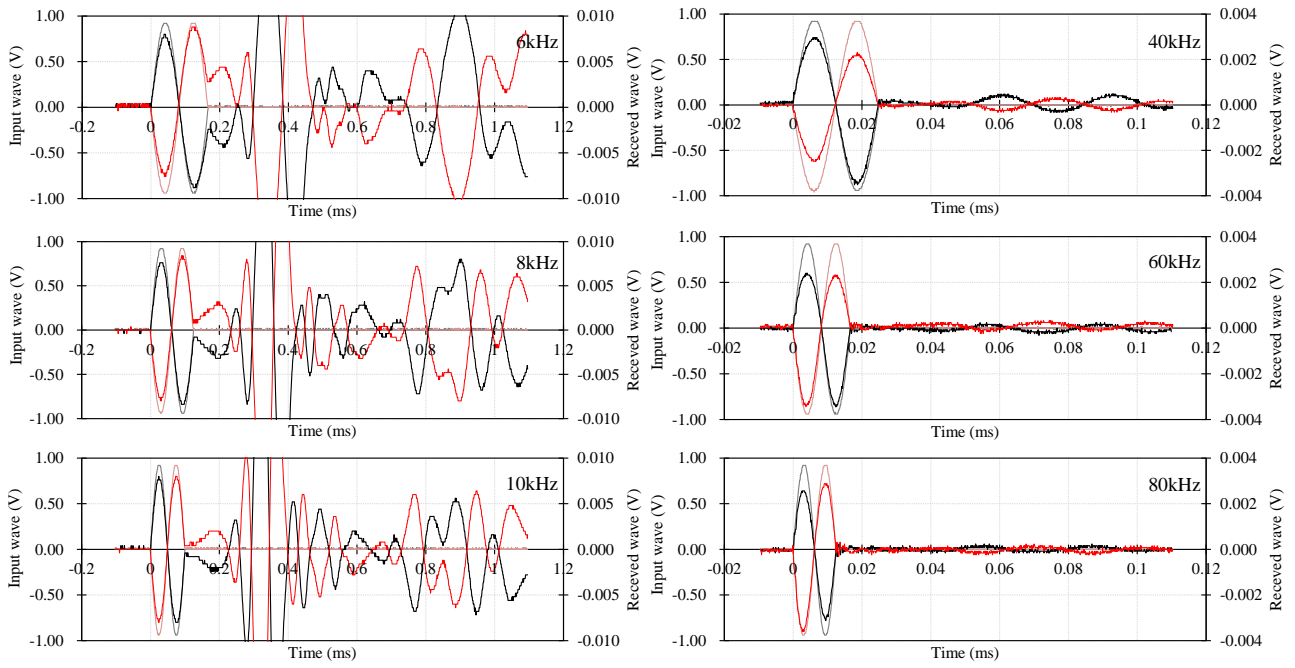


(3) 一軸圧縮試験



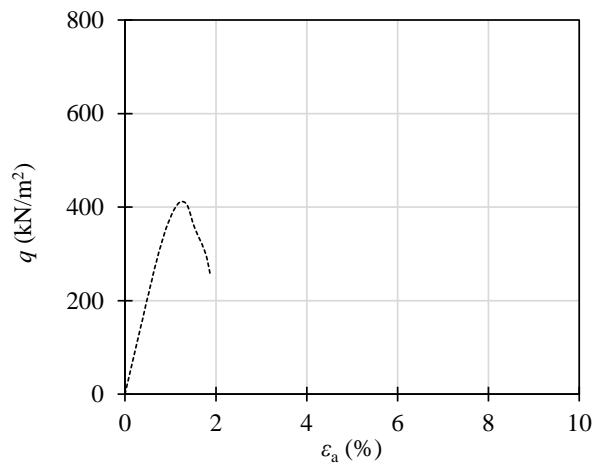
(4) 割裂引張試験

付図-6.84 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令7日

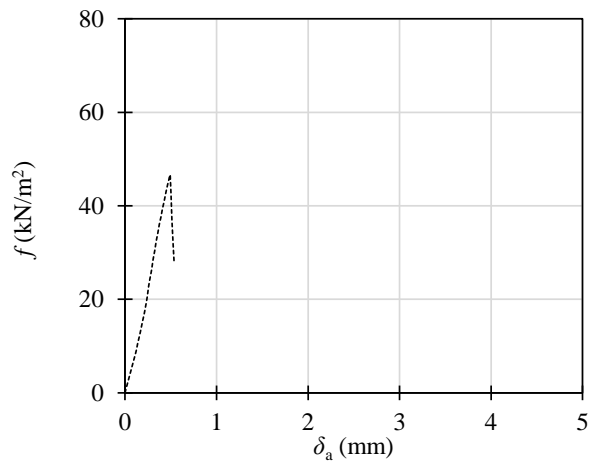


(1) S波試験

(2) P波試験

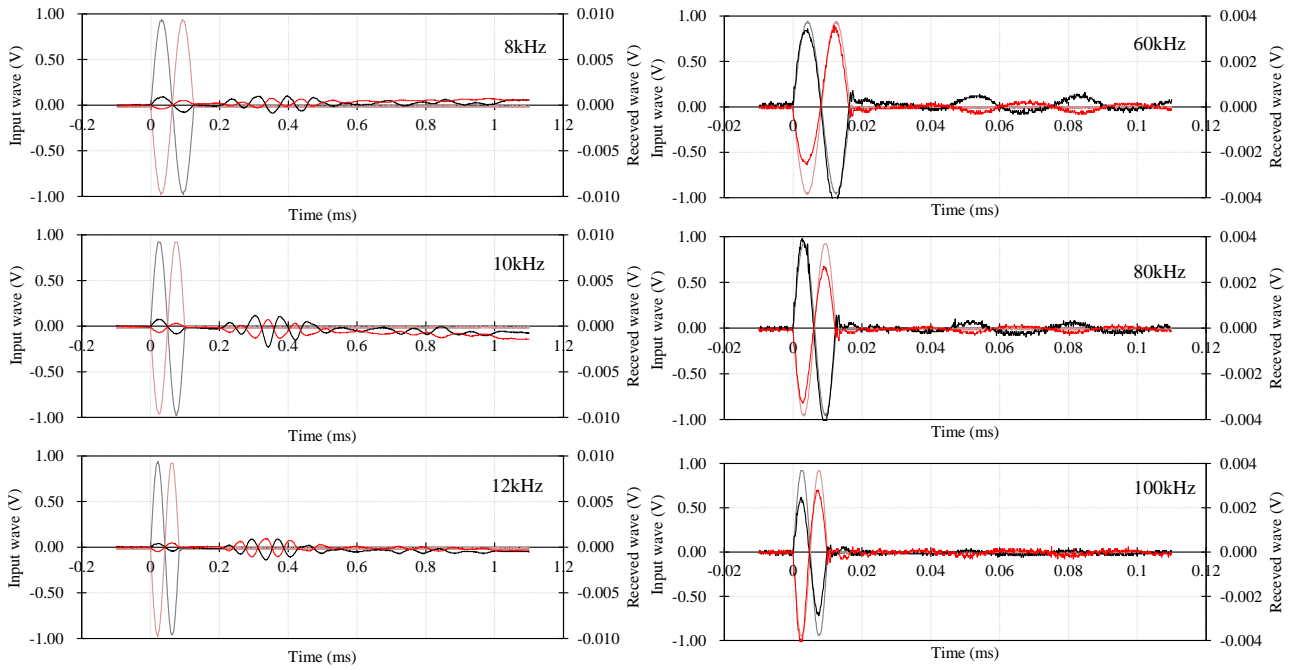


(3) 一軸圧縮試験



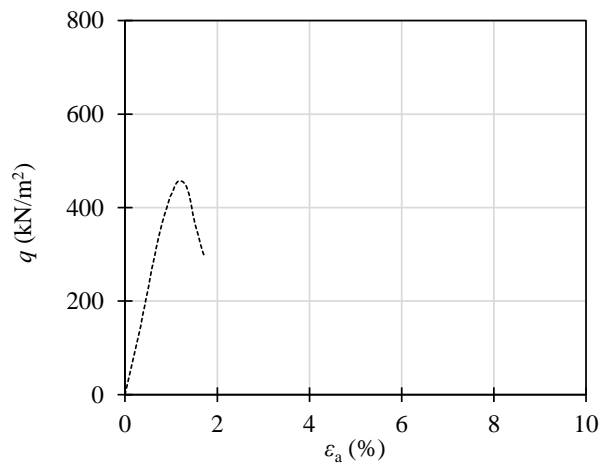
(4) 割裂引張試験

付図-6.85 珪砂 5 号, $D_f=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 14 日

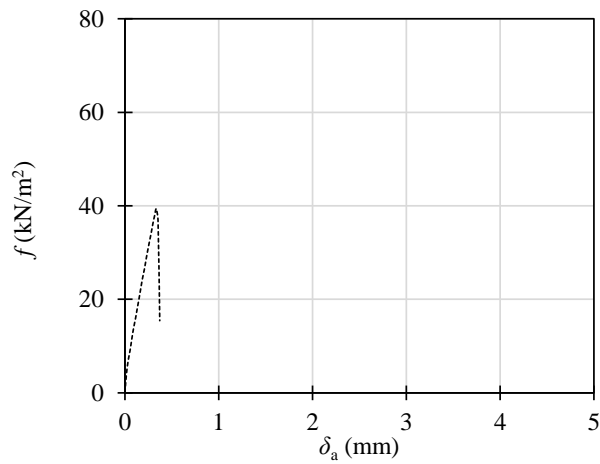


(1) S波試験

(2) P波試験

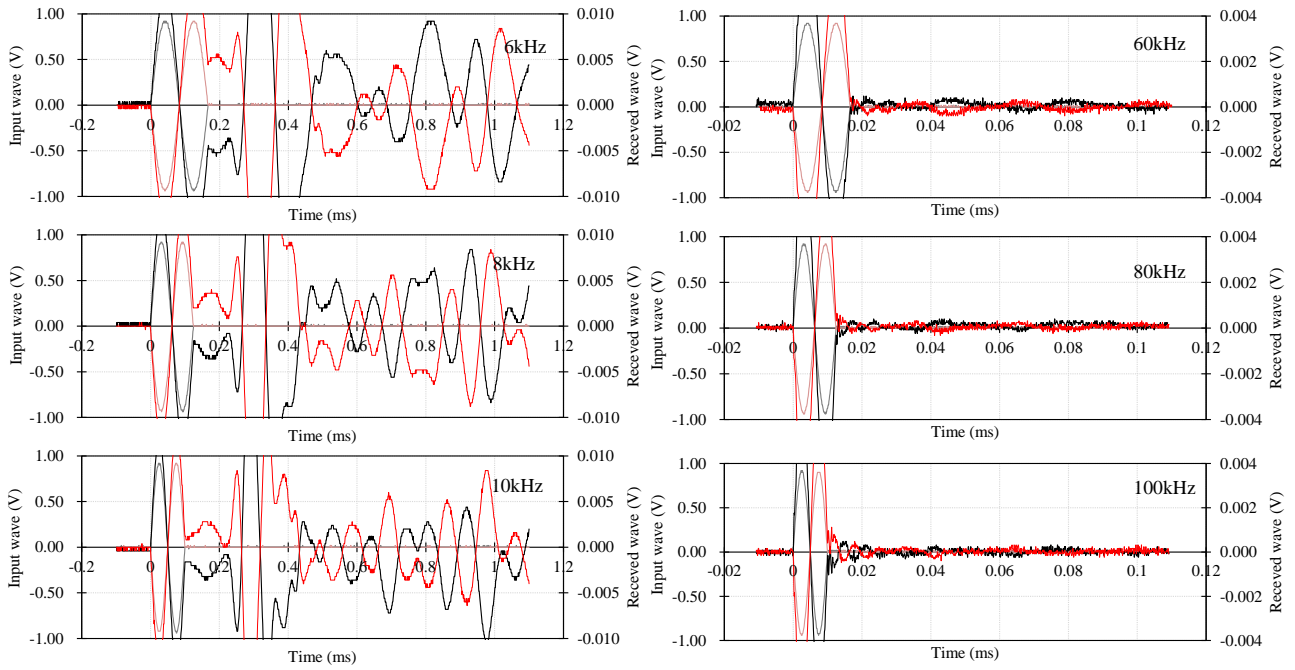


(3) 一軸圧縮試験



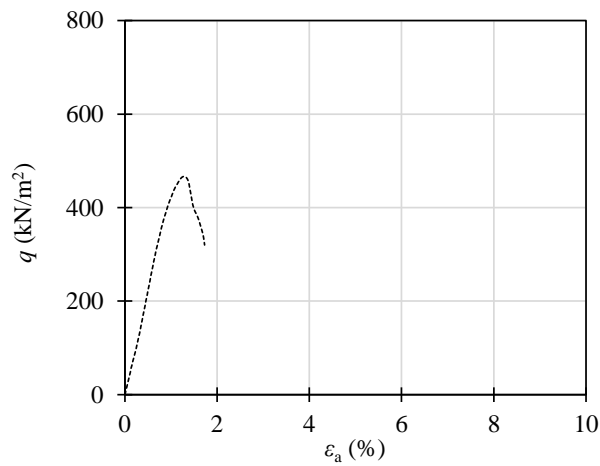
(4) 割裂引張試験

付図-6.86 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 28 日

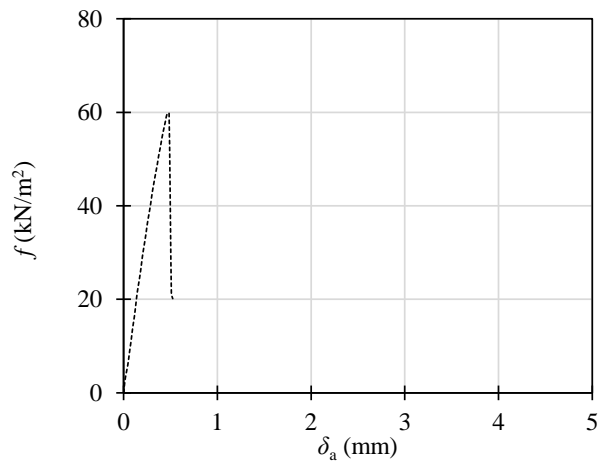


(1) S波試験

(2) P波試験

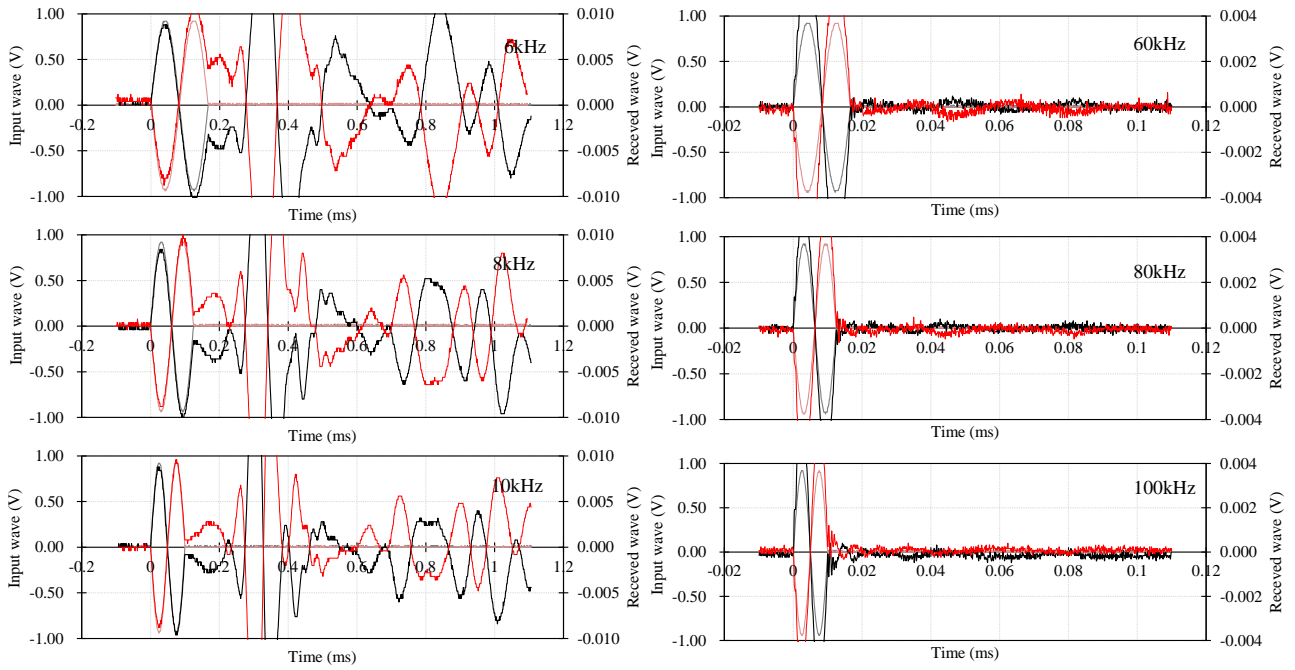


(3) 一軸圧縮試験



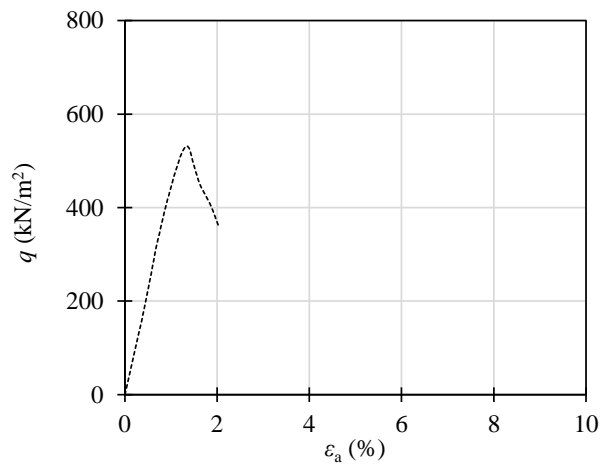
(4) 割裂引張試験

付図-6.87 珪砂 5 号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令 80 日

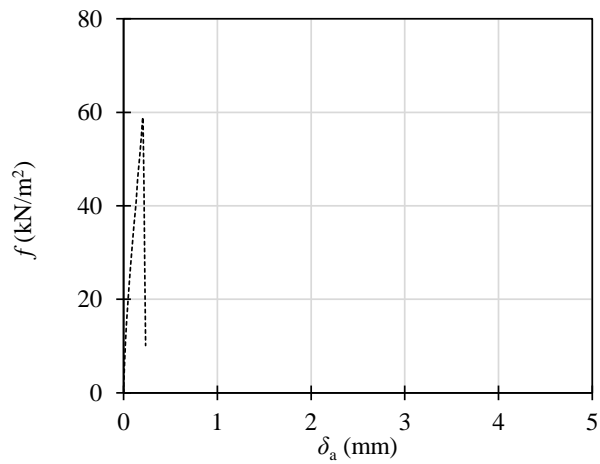


(1) S波試験

(2) P波試験

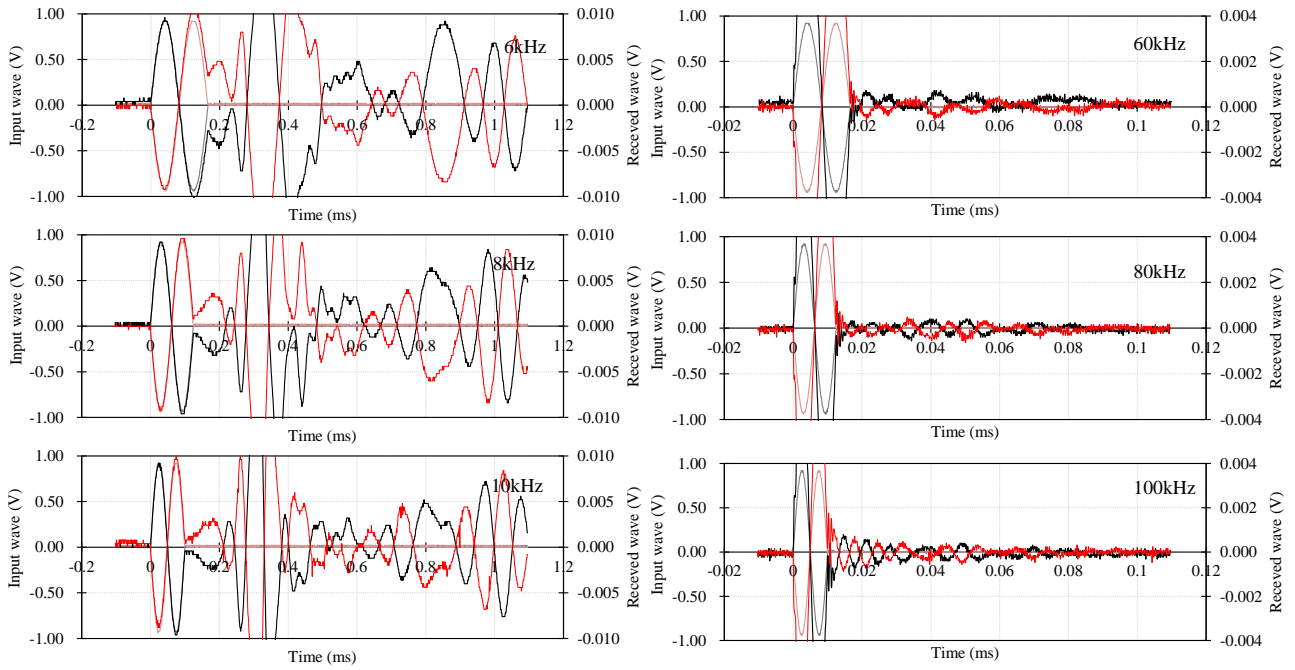


(3) 一軸圧縮試験



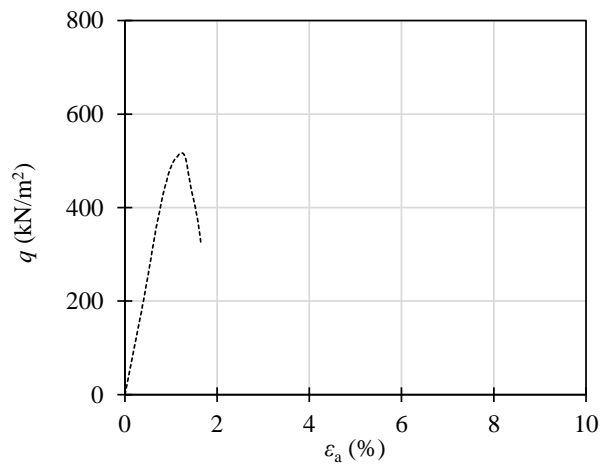
(4) 割裂引張試験

付図-6.88 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令180日

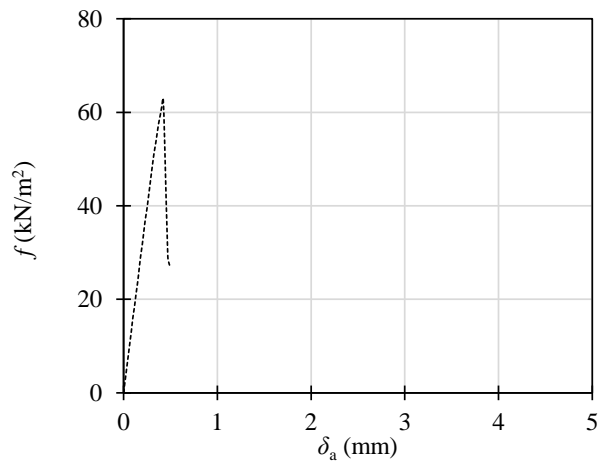


(1) S波試験

(2) P波試験

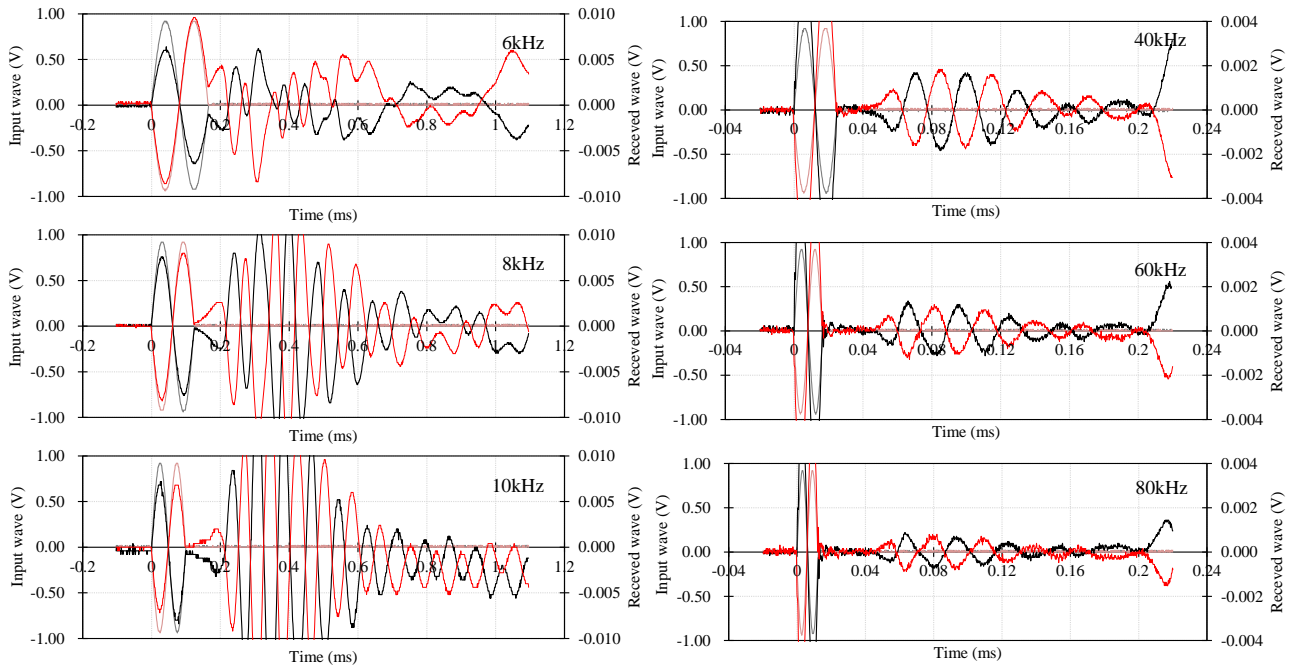


(3) 一軸圧縮試験



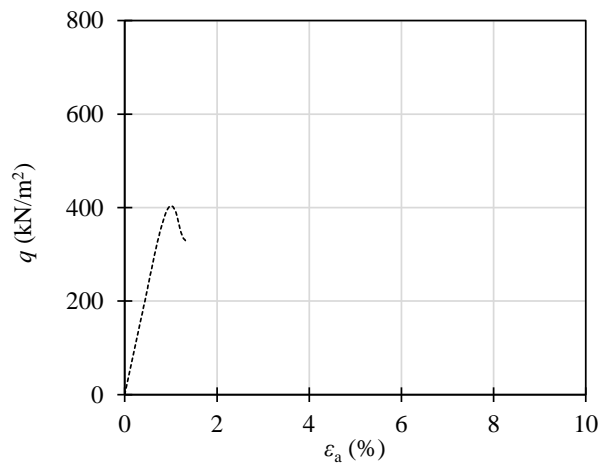
(4) 割裂引張試験

付図-6.89 珪砂5号, $D_r=60\%$, $C_s=12\%$, 材令300日

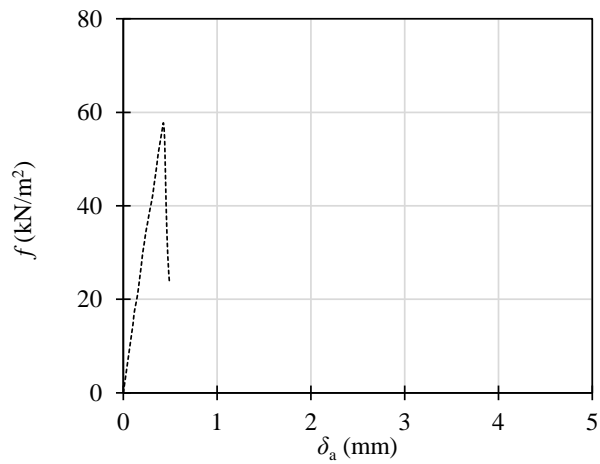


(1) S波試験

(2) P波試験



(3) 一軸圧縮試験



(4) 割裂引張試験

付図-6.90 珪砂 5 号, $D_r=80\%$, $C_s=12\%$, 材令 14 日

付録-7

現場砂を用いた配合試験結果

付 7-1 概略

従来、薬液注入工法は仮設の補助工法として用いられてきたため、事前に配合試験を実施し、その改良効果を十分に把握する機会が少ないのが現状であった。しかし、近年では注入材の耐久性の向上^{1),2)}により、液状化対策などの本設を目的とした地盤改良工事に採用されるようになった³⁾。これに伴い、サンドゲルの室内試験が数多く実施されるようになり、その改良強度に影響を及ぼす要因が明らかになりつつある。

サンドゲルの強度特性を把握・検討するためには、粒度調整された珪砂等のきれいな砂による基礎特性を把握することに加え、現場砂に見られる幅広い粒度特性や土中成分を有する試料を用いた試験結果が必要になると考えられる。ここでは、初めに数種類の珪砂に異なるシリカ濃度の注入材を注入した供試体に対して一軸圧縮試験を実施し、一軸圧縮強さに及ぼす要因について検討を行い、改良強度の推定式の提案を行った。次に、この推定式による改良一軸圧縮強さと現場より採取した試料により作製したサンドゲルの一軸圧縮試験結果との比較を行った。

また強度発現を阻害する要因を検討するため、供試体のシリカ含有量を測定し、細粒分含有率やカルシウム含有量に着目し試験結果の整理を行った。

付 7-2 使用材料および供試体作製方法

ここで用いた注入材は、液状化対策などに使用されている「活性複合系シリカグラウト」であり、溶液型特殊シリカに分類されるものである。また、試験に用いた砂は豊浦砂をはじめとする珪砂と現場より採取した試料である。なお、いずれの供試体も「拘束圧下浸透法」により作製した。ここでは、上記の項目に関する詳細について説明する。

付 7-2.1 注入材

試験に用いた注入材は、付表-7.1 に示す様に活性シリカコロイドを含有するものである。なお、サンドゲルの一軸圧縮強さはシリカ濃度 C_s で調整することが可能であり、 C_s の範囲は 3 % ~ 12 % である。また、コロイド含有率 C_c は 18 %、 SiO_2 と Na_2O の分子量の比（モル比） m は 4.35 程度である。作液に

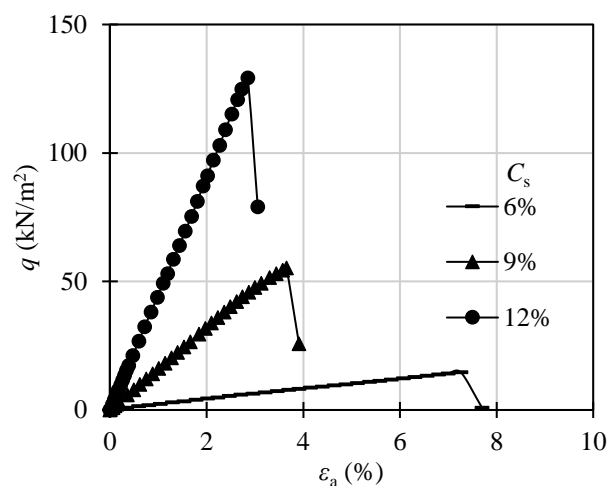
用いた水は東京都水道水である。注入材のゲルタイムは、酸性反応剤の添加量に依存し、注入材の pH が低下するほどゲルタイムが長くなる傾向を示す。用いた酸性反応剤は付表-7.1 に示す 2 種類であり、組み合わせにより 3 通りの配合がある。

活性複合シリカ系グラウト I に使用した反応剤は三塩基の酸性溶液のリン酸 H_3PO_4 であり、コンクリートを保護するマスキング効果⁴⁾を有するものである。III に使用したものは二塩基の酸性溶液の硫酸 H_2SO_4 で、マスキング効果の無いものである。なお、II には H_3PO_4 と H_2SO_4 を体積比が 1:1 で混合したものをを用いており、マスキング効果を有するものである。通常、これらの反応剤は、コンクリート構造物の有無によって使い分けがなされている。

付図-7.1 は付表-7.1 に示す注入材 I の材令 28 日におけるヒドロゲルの一軸圧縮試験で得られた軸ひずみ ε_a と圧縮応力 q の関係である。 C_s の増加に伴いヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} は高くなり、破壊ひずみ ε_f は小さくなる傾向を示す。なお、 q_{uhg} は酸性反応剤の種類によらず C_s に依存する。

付表-7.1 活性複合シリカ系グラウト

			I	II	III
Liquid A 200L	Colloidal silica (L)		4.80 ~ 18.8		
	H_3PO_4 (L)		8.25 ~ 34.0	2.44 ~ 9.90	—
	H_2SO_4 (L)		—	2.44 ~ 9.90	3.68 ~ 14.8
	Water (L)		Balance		
Liquid B 200L	Sodium silicate (L)		30.00 ~ 120.00		
	Water (L)		Balance		
Silica concentration C_s (%)			3 ~ 12		
pH			2.0 ~ 3.5		
Gelling time (hour)			8 ~ 12		



付図-7.1 ヒドロゲルの一軸圧縮試験結果

付 7-2.2 試料

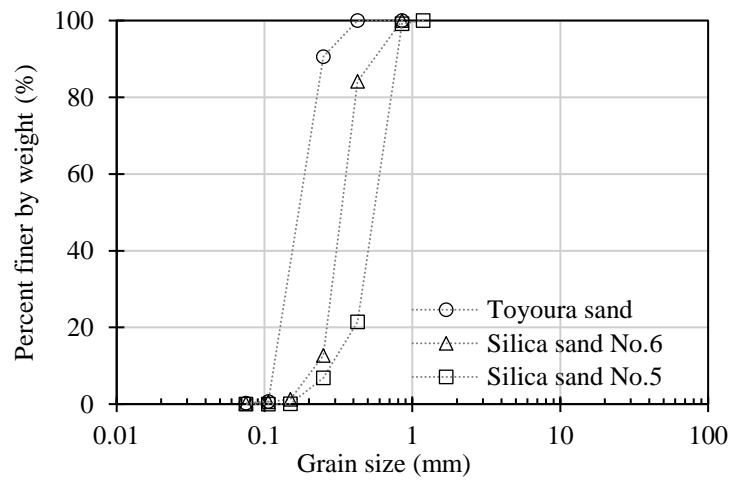
試験に用いた試料は付表-7.2、付図-7.2 に示す珪砂と、付表-7.3、付図-7.3 に示す現場砂である。なお表中の ρ_s は土粒子の密度、 D_r は相対密度、 ρ_d は乾燥密度、 e は間隙比、 U_c は均等係数、 D_{50} は 50 % 粒径、 F_c は細粒分含有率、 Ca_c はカルシウム含有量であり、ND は定量限界値未満であることを示している。また、付表-7.3 の試料名において、アルファベットは現場の違いを、数字は採取深度あるいは採取位置の違いを示すものであり、マーカーは付図-7.3 および付図-7.12 に対応するものである。なお、カルシウム含有量の具体的な測定方法は、「付-7.3 化学分析方法」にて述べる。

基本的改良特性を把握する試験では 3 種類の珪砂を用い、 D_r は 40 %、60 %、80 % の 3 パターンを設定した。また、現場砂を用いた配合試験では、事前調査にて乱れの少ない試料が得られた場合、湿潤密度 ρ_t と含水比 w を測定し、 ρ_d を算出した。一方、試料が乱れている場合では、標準貫入試験による N 値と最大・最小密度試験の結果から Meyerhof 式⁵⁾を用いて D_r を算出し、供試体作製における目標の ρ_d を決定した。

なお、配合試験に用いた現場砂の諸特性の範囲は、それぞれ D_{50} が 0.121 mm～4.750 mm、 U_c が 1.05～84.9、 F_c が 0.0 %～40 %、未改良砂のカルシウム含有量 Ca_c が 400 mg/kg～105,000 mg/kg であり、可能な範囲で幅広い粒度や化学特性を有する試料を選定した。

付表-7.2 珪砂の物理特性

	ρ_s g/cm ³	D_r %	e	U_c	D_{50} mm	F_c %	Ca_c mg/kg
Toyoura sand	2.65	40	0.83	1.61	0.180	0.2	ND
		60	0.76				
		80	0.68				
Silica sand No. 6	2.62	40	0.90	1.60	0.343	0.2	ND
		60	0.83				
		80	0.76				
Silica sand No. 5	2.63	40	0.94	2.17	0.585	0.0	ND
		60	0.85				
		80	0.76				



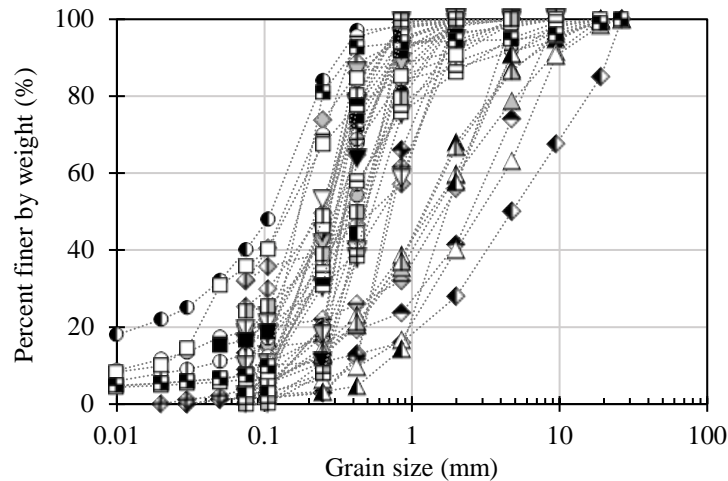
付図-7.2 珪砂の粒径加積曲線

付表-7.3(1) 現場砂の物理特性

試料名	ρ_s g/cm ³	ρ_d g/cm ³	e	U_c	D_{50} mm	F_c %	Ca_c mg/kg
A - 1 ◆	2.66	1.26	1.11	3.40	0.298	7.6	84,000
A - 2 ◇	2.63	1.32	0.99	20.0	0.136	31.8	28,000
A - 3 ◇	2.61	1.51	0.73	8.00	0.301	16.3	4,000
A - 4 ◇	2.64	1.60	0.65	30.0	0.251	25.3	4,000
B - 1 ◆	2.63	1.63	0.61	84.9	4.750	9.0	ND
B - 2 ◆	2.63	1.63	0.61	42.9	0.540	13.3	ND
B - 3 ◆	2.63	1.63	0.61	50.0	1.630	18.0	ND
B - 4 ◆	2.63	1.63	0.61	33.3	2.510	32.1	ND
C - 1 ◆	2.65	1.52	0.74	2.00	0.700	1.5	14,300
C - 2 ◆	2.65	1.52	0.74	2.29	0.713	1.6	14,300
D - 1 ◆	2.68	1.54	0.74	2.29	0.471	3.8	ND
E - 1 ●	2.69	1.55	0.74	4.00	0.460	1.7	105,000
F - 1 ●	2.66	1.68	0.58	8.33	0.382	11.3	1,000
F - 2 ○	2.63	1.68	0.57	6.67	0.423	8.2	2,000
G - 1 ○	2.66	1.48	0.80	7.50	0.375	13.0	4,000
G - 2 ●	2.66	1.33	1.00	17.0	0.121	40.0	8,000
H - 1 ●	2.67	1.78	0.50	2.14	0.255	2.8	800
H - 2 ○	2.66	1.52	0.75	3.50	0.321	3.7	2,100
I - 1 ⊖	2.69	1.47	0.83	22.0	0.175	18.7	2,500
J - 1 ⊕	2.64	1.43	0.85	2.29	0.368	3.1	500
J - 2 ●	2.65	1.29	1.05	2.86	0.362	6.4	400
J - 3 ⊕	2.65	1.23	1.15	2.05	0.393	4.6	400

付表-7.3(2) 現場砂の物理特性

試 料 名	ρ_s g/cm ³	ρ_d g/cm ³	e	U_c	D_{50} mm	F_c %	Ca_c mg/kg
K - 1 ▲	2.64	1.68	0.57	9.41	1.206	6.0	400
K - 2 △	2.64	1.68	0.57	11.8	1.421	4.6	1,400
K - 3 △	2.63	1.65	0.59	8.00	3.028	2.6	1,000
K - 4 △	2.63	1.62	0.62	11.1	1.414	4.1	1,500
K - 5 ▲	2.62	1.66	0.58	3.00	1.740	2.2	1,000
K - 6 △	2.63	1.83	0.44	8.89	1.241	4.5	1,900
L - 1 ▼	2.67	1.33	1.01	1.64	0.380	0.1	ND
M - 1 ▼	2.45	0.75	2.27	2.00	0.285	1.9	5,320
N - 1 ▼	2.63	1.52	0.73	6.00	0.235	18.0	1,640
N - 2 ▼	2.62	1.83	0.43	45.0	0.700	19.2	970
O - 1 ▼	2.66	1.35	0.97	16.0	0.277	15.9	1,000
O - 2 ▼	2.62	1.42	0.85	7.25	0.513	9.9	900
O - 3 ■	2.67	1.30	1.05	10.7	0.263	16.5	12,100
O - 4 ■	2.66	1.55	0.72	2.73	0.261	6.8	7,700
P - 1 □	2.47	1.13	1.19	20.0	0.152	35.7	ND
Q - 1 □	2.67	1.45	0.84	1.06	0.189	3.6	1,000
Q - 2 ■	2.67	1.49	0.79	1.05	0.360	2.5	600
R - 1 □	2.65	1.46	0.82	60.0	0.440	24.0	1,350
S - 1 □	2.63	1.32	0.99	3.75	0.352	7.6	16,200
T - 1 ■	2.66	1.38	0.93	3.33	0.315	6.4	680
T - 2 ■	2.69	1.43	0.88	1.82	0.183	7.3	4,100
U - 1 □	2.78	1.50	0.85	2.02	0.475	0.0	100,000

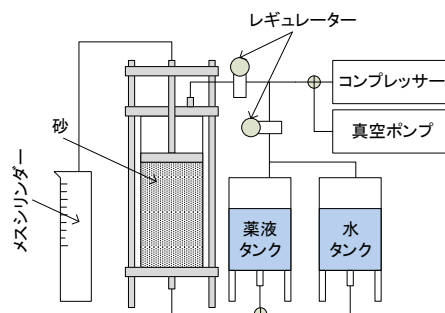


付図-7.3 現場砂の粒径加積曲線

付 7-2.3 供試体作製方法

供試体は、付図-7.4 に示す拘束圧下浸透法⁶⁾により作製した。本作製装置は直径 ϕ が 50 mm のアクリル円柱であり、これに所定の密度となるように乾燥試料を秤取り、高さ h が 100 mm となるように締め固めた。その後、コンプレッサーより送られる空圧をレギュレーターにより調整し、載荷板を介し供試体に鉛直応力 σ を付与した。供試体作製時に付与した σ は珪砂では 50 kN/m² であり、現場砂では施工深度で想定される有効上載圧 σ_v' である 20 kN/m² ~ 200 kN/m² とした。

珪砂においては、作液した注入材を 1 時間程度脱気した後、乾燥試料に対して水頭差が 500 mm 程度で排液が 100 mL となるまで浸透注入した。現場砂においては注入材の注入に先立ち、脱気水の通水により飽和度を十分に高めた後、脱気した注入材を水頭差が 500 mm から鉛直応力 σ の 8 割程度までの注入圧力で排液が 200 mL となるまで浸透注入した。珪砂と現場砂における乾燥・飽和の違いに関しては、珪砂では間隙水による注入材の希釈を排除するため、現場砂においては現地の状態を再現するためである。また、現場砂において注入圧が同一でないのは、試料によって浸透性が異なり、注入材の固化時間を考慮することから 1 本当たりの注入時間を 20 min 以内に設定したためである。なお、注入した供試体は、モールド内で 3 日 ~ 7 日間養生した後、脱型してラップで被覆し、密閉容器内にて湿潤状態を保ちながら、温室 25 °C ± 3 °C で所定期間の養生を行った。



付図-7.4 供試体作製装置

付 7-3 化学分析方法

ここでは、改良効果に及ぼす要因を定量的に評価することを目的に未改良砂とサンドゲルのシリカ含有量⁶⁾ (SiO_{2s0} および SiO_{2sg}) と、未改良砂のカルシウム含有量 Ca_c の化学分析を誘導結合プラズマ発光分析法 (ICP-AES) により行った。 SiO_{2sg} は、注入材の主成分であるシリカがアルカリ状態にて溶解しやすい特性⁷⁾を用い、一度ゲル化したシリカを水酸化ナトリウム NaOH などの強アルカリを用いて強制的に溶解したサンドゲルの総シリカ量である。ただし、この SiO_{2sg} には未改良砂に由来するシリカも含まれるため、事前に未改良砂から溶出されるシリカ量である SiO_{2s0} の測定も行っている。

現在、 SiO_{2sg} は事後調査において乱れの少ない試料の採取が困難な場合、事前に求めた SiO_{2sg} とサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} の関係より、改良強度を算定する手法として用いられている。その測定方法の細部は測定機関によって異なることがあるが、いずれの方法でも十分に改良効果を評価することが可能⁸⁾である。

また、ここでの Ca_c の試験方法は一般的に用いられている土の水溶性成分試験法⁹⁾とは異なり、酸性溶液で溶出するカルシウムの量を測定するものである。これは、使用した活性複合シリカ系グラウトの pH が 2.0~3.5 であるため、その酸性領域において反応するカルシウムの量を求めるためのものである。

以下に具体的な測定方法を示す。

1) 試料の前処理

試料を 105 °C にて 2 時間乾燥させ、2 mm のふるいを通過させたものを試料とする。

2) SiO_{2s0} および SiO_{2sg} 含有量の測定方法

試料 5 g を採取し、10 %NaOH 20 mL と純水 50 mL を加え 1 時間攪拌する。ろ紙でろ過を行い、ろ過をしながら沈殿した砂を水で数回洗う。得られたろ液に純水を加え、250 mL とした供試液を作製し、ICP-AES にて測定する。

3) Ca_c 含有量の測定方法

試料 10 g を採取し、1N HCl 200 mL を加え、2 時間攪拌する。ろ紙でろ過を行い、得られたろ液を供試液とし、ICP-AES にて測定する。

なお、いずれの分析結果も乾燥試料に含まれるそれぞれの物質の質量で表す質量分率であり、その単位は (mg/kg) である。

付 7-4 サンドゲルの一軸圧縮強さに関する検討

付 7-4.1 珪砂を用いた試験結果

珪砂を用いた一軸圧縮試験では、注入材に付表-7.1 に示す注入材 I のものを用いて供試体を作製し、いずれも材令 28 日で試験を実施した。付図-7.5 は豊浦砂の一軸圧縮試験における圧縮応力 q と軸ひずみ ε_a の関係である。同一の相対密度 D_r に着目すると、シリカ濃度 C_s が大きくなるほどサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} は高くなり、破壊ひずみ ε_f は小さくなる傾向を示す。これらの傾向は、ヒドロゲルの一軸圧縮試験結果 (付図-7.1) に類似する。また、 D_r の違いに着目すると、 D_r が大きくなるほど q_{usg} は高くなり、 ε_f は小さくなる傾向を示す。なお、同様の傾向は珪砂 6 号、珪砂 5 号の結果にもみられる。

付図-7.6 は C_s と q_{usg} の関係である。いずれの試料および D_r においても、 q_{usg} は C_s の増加に伴い高く

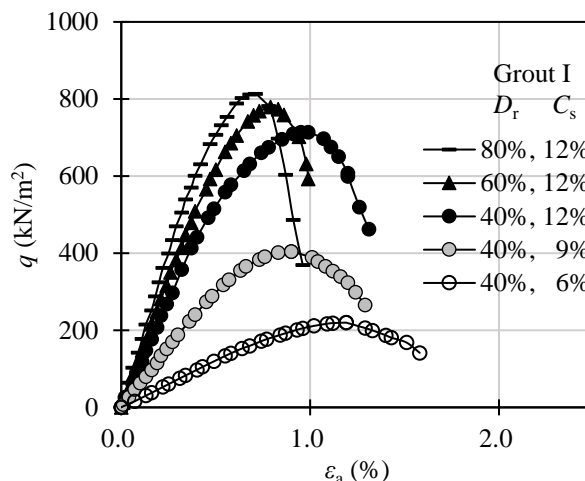
なる傾向を示す。なお、同一の試料を用いた場合、 D_r が大きいものほど q_{usg} は高くなる。また、同一の D_r であっても、試料が異なる場合、 C_s に対する強度の発現割合は異なる値を示す。

付図-7.7 は ε_f と q_{usg} の関係である。いずれの試料においても q_{usg} が低いほど ε_f は大きくなる傾向を示すが、これらの関係は試料によって異なり、同一の q_{usg} で比較すると、砂の 50% 粒径 D_{50} が 0.180 mm と小さい豊浦砂の ε_f は大きくなり、 D_{50} が 0.585 mm と大きい珪砂 5 号の ε_f は小さくなる傾向を示す。

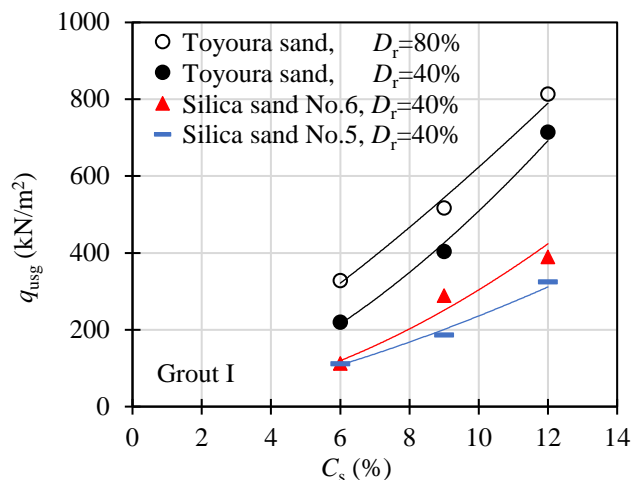
付図-7.8 は q_{usg} と変形係数 $E_{50\text{sg}}$ の関係である。 q_{usg} と $E_{50\text{sg}}$ は試料ごとに累乗関数にて近似することが可能であり、 q_{usg} の増加に対して $E_{50\text{sg}}$ は大きくなる傾向を示す。

付図-7.9 は D_{50} と q_{usg} の関係である。いずれの試料および C_s においても q_{usg} は D_{50} の増加に伴い低くなる傾向を示す。これは、 D_{50} が大きくなることにより、砂の比表面積は小さくなるため、注入材と砂との付着面積が低下することが想定される。また、同一の D_{50} で比較すると、 D_r および C_s の低下に伴い q_{usg} は低くなる傾向を示す。

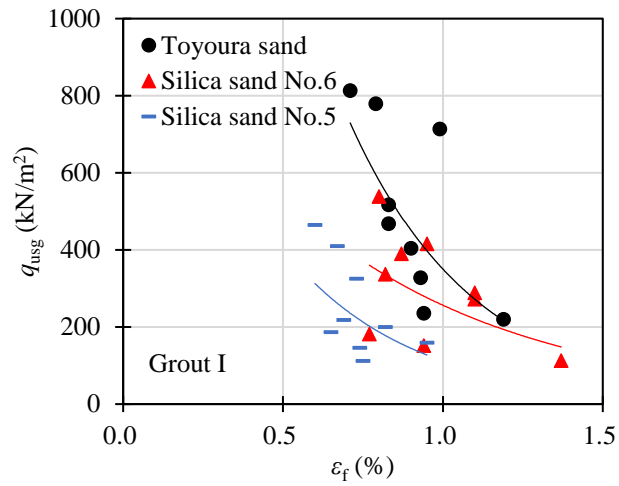
これらの傾向は、同一の注入材を用いた既往の研究や¹⁰⁾、注入材のタイプが異なる試験結果^{11),12)}にも同様の傾向が示されており、活性複合シリカ系グラウトによるサンドゲルの強度発現は、注入材の C_s や砂の粒度分布および密度に依存するものと考えられる。



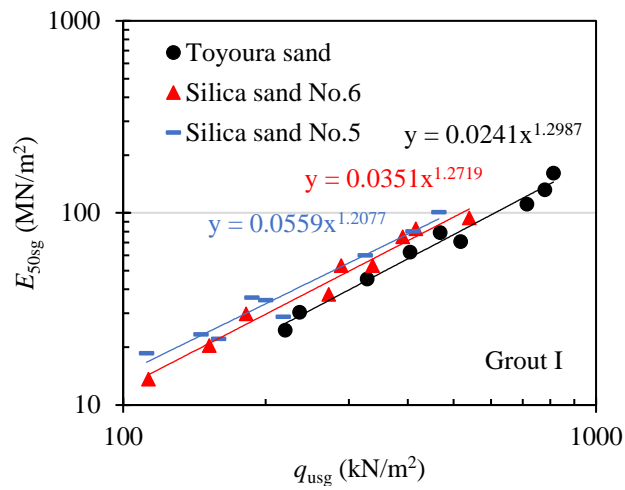
付図-7.5 サンドゲルの一軸圧縮試験結果



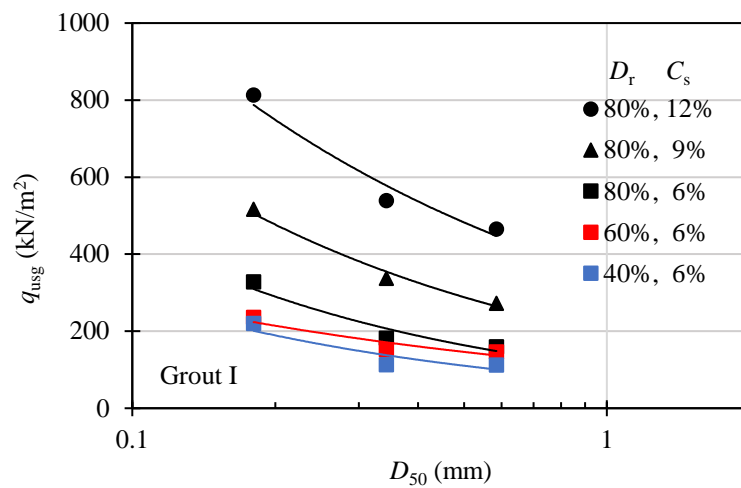
付図-7.6 シリカ濃度と一軸圧縮強さ



付図-7.7 破壊ひずみと一軸圧縮強さ



付図-7.8 一軸圧縮強さと変形係数



付図-7.9 砂の50%粒径と一軸圧縮強さ

付 7-4.2 強度推定式の検討

サンドゲルの強度発現機構について、ここではシリカ濃度 C_s とヒドロゲルの一軸圧縮強さ q_{uhg} からサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} を算定する手法として、間隙径深¹³⁾ h (mm) を用いた検討を行った。なお h とは、砂の諸特性と質量による粒度分布の標準偏差 σ_w より付式(7.1)と付式(7.2)を用い求められるものであり、透水係数の推定に用いられる指標である。

$$h = \frac{0.3 \times D_{50}}{\exp(0.5 \times \ln^2 \sigma_w)} \times \frac{e}{G_s} \quad \text{付(7.1)}$$

$$\ln \sigma_w = 0.484 + 0.420 \times \ln U_c \quad \text{付(7.2)}$$

ここで、 h は間隙径深 (mm)、 D_{50} は砂の 50 % 粒径 (mm)、 e は間隙比、 σ_w は質量による粒度分布の標準偏差、 G_s は砂粒子の比重、 U_c は均等係数である。

付図-7.10 は豊浦砂、珪砂 6 号、5 号において相対密度 D_r が 40 %、60 %、80 % の時の h と、「付 7-4.1 珪砂を用いた試験結果」で得られた q_{usg} の関係である。 q_{usg} は h の増加に伴い低下する傾向を示し、 C_s ごとに近似することができる。なお、 h は D_{50} や e の増加、 U_c の低下に伴い大きくなるものであり、密度の低下に伴う強度の変化(付図-7.6)や、粒径の増加に伴う強度低下(付図-7.9)に対応する結果となっている。また、図中の実線は粒径が大きくなる、もしくは密度が低くなる等、間隙径深が大きくなった場合、 q_{usg} は q_{uhg} に漸近するものと仮定した付式(7.3)の近似曲線である。なお、それらの決定係数は 0.80 ~ 0.94 であった。

$$q_{usgc} = a \times h^b + q_{uhg} \quad \text{付(7.3)}$$

ここで、 q_{usgc} はサンドゲルの一軸圧縮強さの推定値 (kN/m²)、 h は間隙径深 (mm)、 q_{uhg} はヒドロゲルの一軸圧縮強さ (kN/m²)、 a および b は C_s ごとの実験定数であり、 q_{uhg} と実験定数 a 、 b は付図-7.11 に示すような相関関係があり、次の付式(7.4)～付式(7.6)により求められる。

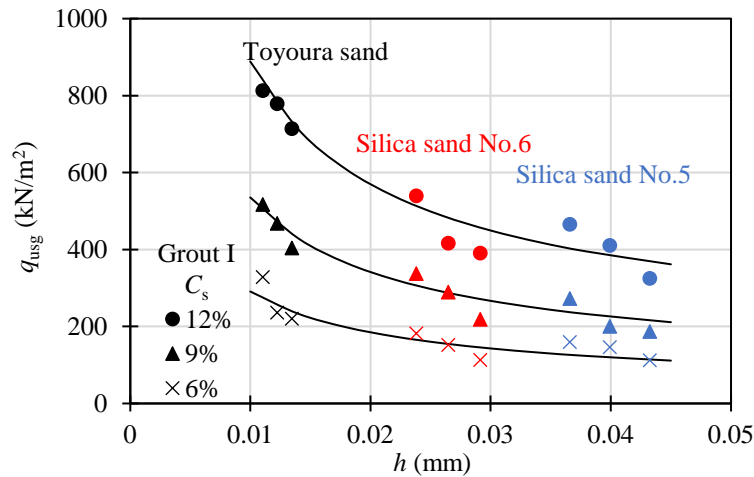
$$q_{uhg} = 0.0612 \times C_s^{3.0701} \quad \text{付(7.4)}$$

$$a = 2.0677 \times C_s^{0.9323} \quad \text{付(7.5)}$$

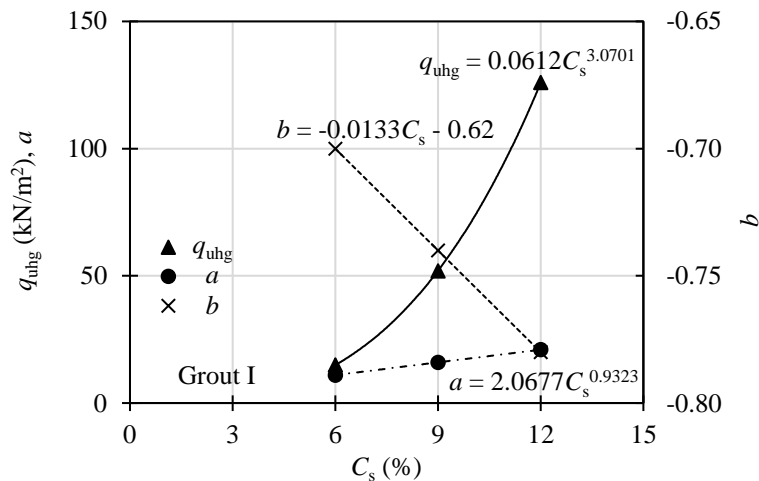
$$b = -0.0133 \times C_s - 0.62 \quad \text{付(7.6)}$$

ここで、 q_{uhg} はヒドロゲルの一軸圧縮強さ (kN/m²)、 C_s はシリカ濃度 (%) a および b は実験定数である。

このように、試料の条件として、 D_{50} および e 、 U_c から h を求めるとともに、 C_s より実験定数を決定することにより q_{usg} の推定が可能となる。



付図-7.10 間隙径深と一軸圧縮強さ



付図-7.11 シリカ濃度と実験定数

付 7-4.3 現場砂を用いた配合試験結果

ここでは、付表-7.3 に示した試料を用いた室内配合試験結果の考察と、前述の推定式による値との比較を行い、改良強度の発現傾向の把握とその阻害要因について検討を行った。なお、いずれも養生 28 日の材令で一軸圧縮試験を行っている。付表-7.3 の試料を用いたシリカ濃度 C_s と一軸圧縮強さ q_{usg} の関係を付図-7.12 に示す。なお、図中のマーカーは、付表-7.3 に示したものに对应している。 C_s に対する強度の発現割合は、珪砂を用いた試験結果と同様に砂の粒度や密度によって異なる傾向にある。

付図-7.13 は相対密度 D_r が 60 % ～ 80 % に調整されたサンドゲルの q_{usg} と砂の 50 % 粒径 D_{50} の関係である。 q_{usg} は D_{50} が大きくなるに伴い低下する傾向を示す。また、同一の D_{50} で比較すると q_{usg} は C_s の増加に伴い高くなる。これらの傾向は、付図-7.9 に示した珪砂の試験結果と同様である。

付図-7.14 は均等係数 U_c が異なるが同程度の D_{50} を有する試料において、同じ C_s により改良されたサンドゲルの q_{usg} と U_c の関係を示す。なお、 C_s が 4 % の試料は K-1, K-6, N-2 であり、5 % は A-4, M-1, O-1, O-3, O-4, 6 % は G-1, L-1, Q-2, T-2 である。これより、 U_c が q_{usg} に及ぼす影響は D_{50} により異なることがわかる。すなわち、 D_{50} が 0.700 mm ～ 1.241 mm と大きな試料においては、 U_c の増加に伴い q_{usg}

が高くなり、 D_{50} が 0.251 mm ~ 0.285 mm, 0.315 mm ~ 0.380 mm と小さい試料においては、 U_c の増加に伴い q_{usg} が概ね低くなる傾向がみられた。

この要因について検討を行うため、付図-7.15 に示す様に U_c と間隙径深 h の関係について求めた。いずれの試料においても D_{50} が同程度でも U_c の増加に伴い h が小さく傾向がみられた。付図-7.10 によると、 C_s が同一の場合、 h が小さくなると q_{usg} が高くなるため、 D_{50} が 0.700 mm ~ 1.241 mm の試料はこれに対応した結果となっている。一方、 D_{50} が 0.251 mm ~ 0.285 mm, 0.315 mm ~ 0.380 mm の試料においては、 U_c の増加に伴い h が小さくなり、 q_{usg} は高くなる傾向にあるはずであるが、実際は低下している。これは、 h 以外の要因によって強度発現が阻害されているものと思われる。

そこで、次に細粒分含有率 F_c について検討を行った。付図-7.16 は U_c と F_c の関係であるが、 D_{50} が 0.251 mm ~ 0.285 mm, 0.315 mm ~ 0.380 mm と小さい試料においては、 U_c の増加に伴い F_c も増加する傾向にある。 h 以外が強度発現に及ぼす影響の詳細については「付 7-4.4 強度発現を阻害する要因の定量的評価」にて述べるが F_c もその一因といえる。

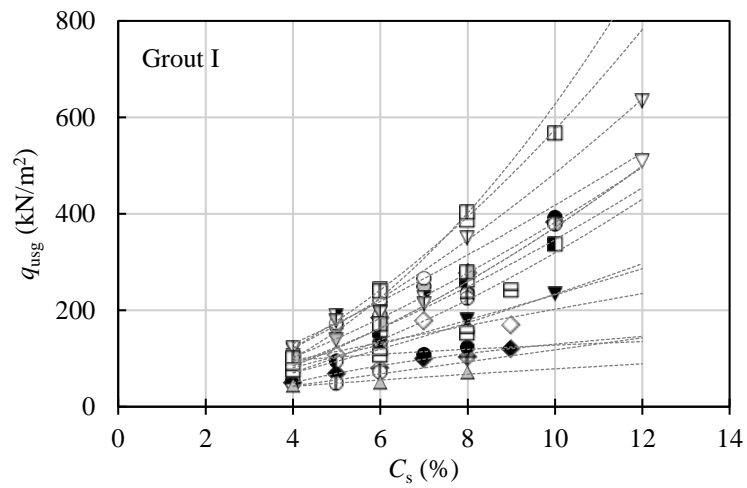
現場砂を用いた一連の試験結果のとりまとめとして、珪砂を用いた試験結果より求めた付式(7.1)~ 付式(7.6)を用いて算出した一軸圧縮強さの推定値 q_{usgc} と実測値である q_{usg} の関係を付図-7.17 に示す。付図-7.17 (a)の全データに基づくものに着目すると、推定値は実測値の 1.74 倍であり、実測値を過大評価する結果となっている。また、その決定係数 R^2 は 0.27 であり、バラツキが大きい結果となった。この事について、試料の特性ごとに分類を行い、それぞれの推定値と実測値の関係について取りまとめを行い、強度発現を阻害する要因について検討を行った。

まず初めに、強度発現の阻害要因として着目したものは、試料のカルシウム含有量 Ca_c である。既往の研究¹⁴⁾によると、貝殻やサンゴなどの炭酸カルシウムを含む砂では、注入材の酸性成分と炭酸カルシウムが反応し、炭酸ガスが発生する。その結果、作製されたサンドゲルがポーラスな状態となるため、期待された改良効果が得られなくなる傾向にある。なお、炭酸ガスの発生によりサンドゲルがポーラスな状態となった場合、湿潤密度 ρ_t は低下する。

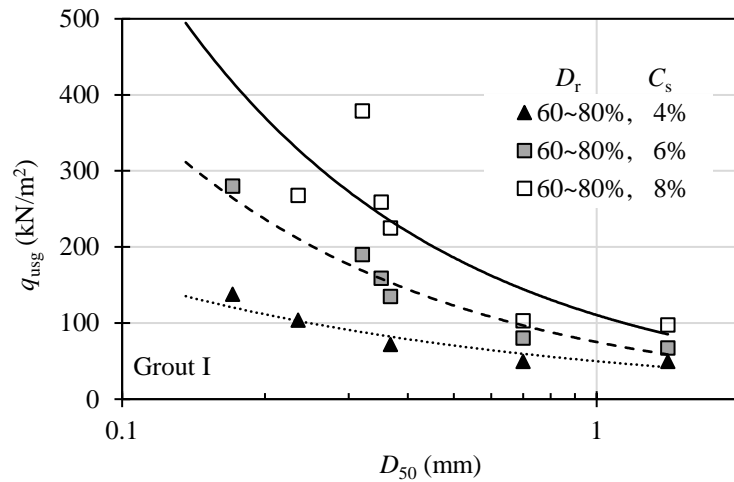
このことを確認する目的で、 ρ_t を算定湿潤密度 ρ_{tc} で正規化した密度比 ρ_t/ρ_{tc} を求めた。 ρ_{tc} とは砂の ρ_d と e 、注入材の比重を用い、飽和度 S_r を 100% と仮定して求められる値である。付図-7.18 は Ca_c と ρ_t/ρ_{tc} の関係であり、図中の実線は線形で求めた近似線であるが、その傾向は Ca_c の増加に伴って ρ_t/ρ_{tc} が低下する傾向がみられる。なお、その低下割合は 1 割程度でありバラツキが大きい傾向にあることより、 Ca_c が q_{usg} に及ぼす影響を定量的に評価するためには他の方法により検討する必要があると思われる。

次に阻害要因として着目したものは、試料の F_c である。既往の研究^{15),16)}によると、細粒分を含む試料を飽和した後に注入材を注入すると、乾燥状態に注入したものと比較して改良強度が低下することが指摘されており、その低下割合は F_c が多いほど大きくなる傾向を示す。これは、間隙水には吸着水と自由水があり、吸着水の影響によって完全に間隙を注入材に置換することができないことによると考えられる。

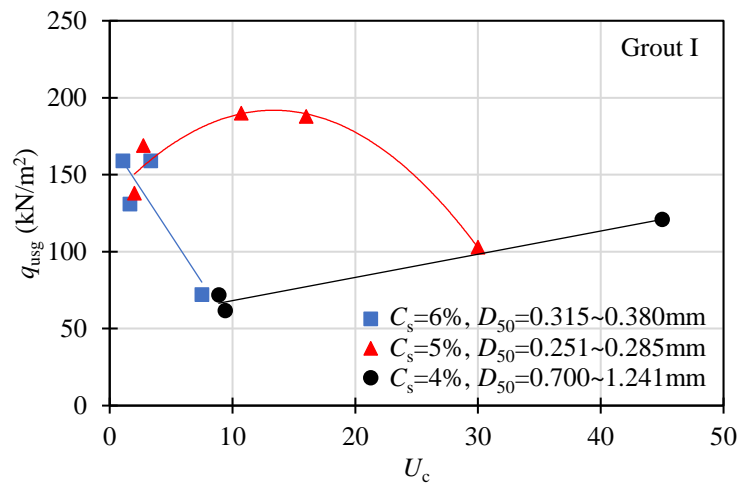
付図-7.17(b)は試料の特性として Ca_c と F_c に着目し、相関関係を求めたものである。 Ca_c および F_c が低いもの(○)は、推定値と実測値が比較的一致する傾向にある。一方、 Ca_c または F_c が高いもの(それぞれ●または●)，あるいはいずれも高いもの(▲)では、実測値に対して推定値が大きくなる結果となっている。また、その決定係数が低いことより、 Ca_c と F_c の割合によってバラツキが生じているものと思われる。これらの傾向を定量的に評価することが可能となれば、改良強度の推定式の精度が向上するものと思われる。



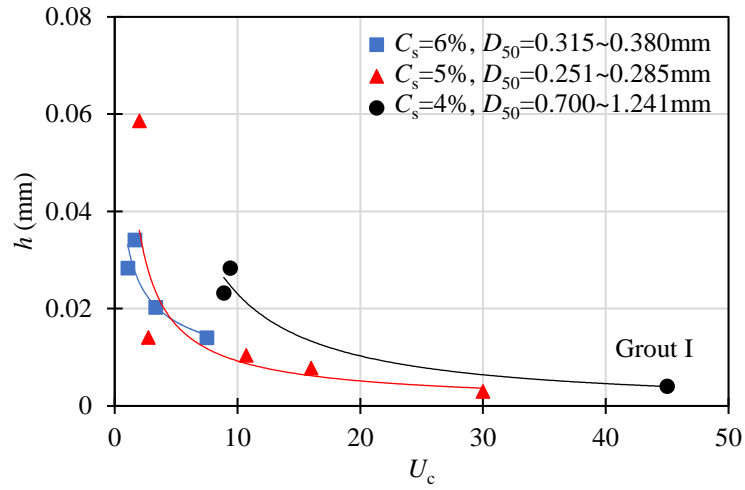
付図-7.12 現場砂におけるシリカ濃度と一軸圧縮強さ



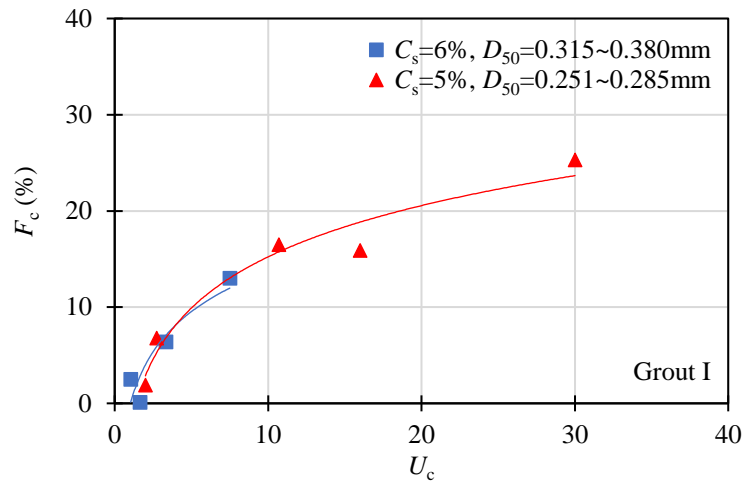
付図-7.13 現場砂における 50 % 粒径と一軸圧縮強さ



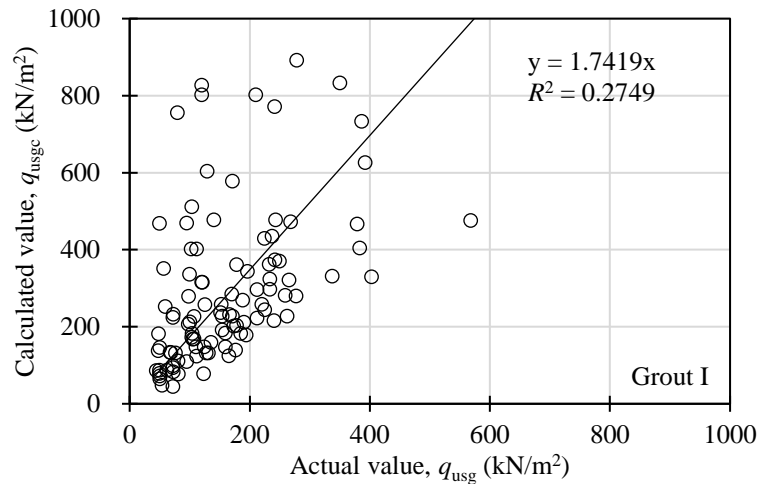
付図-7.14 均等係数と一軸圧縮強さ



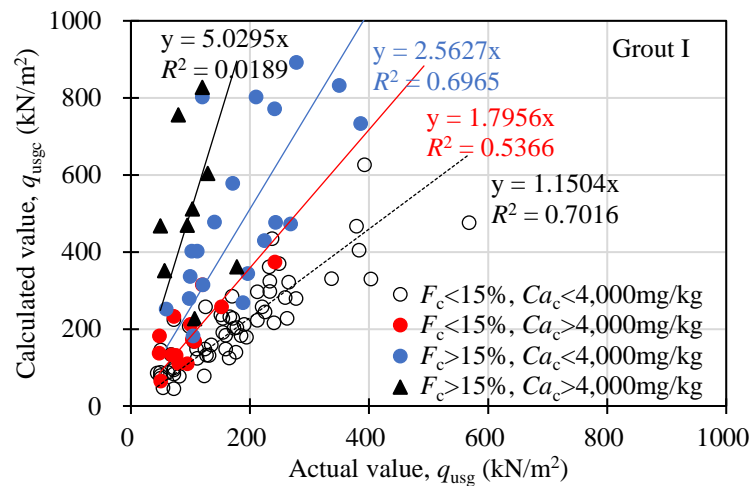
付図-7.15 均等係数と間隙径深



付図-7.16 均等係数と細粒分含有率

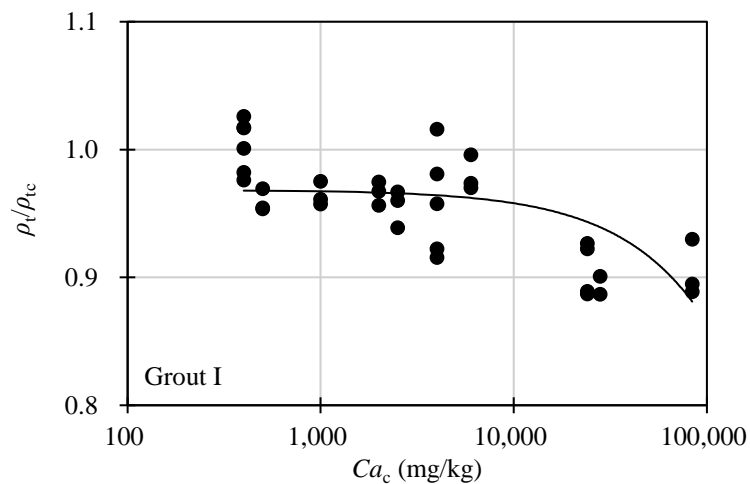


(a) 全データに基づく相関性



(b) 試料の特性ごとの相関性

付図-7.17 一軸圧縮強さの推定値と実測値



付図-7.18 カルシウム含有量と密度比

付 7-4.4 強度発現を阻害する要因の定量的評価

「付 7-4.3 現場砂を用いた配合試験結果」において示したように、サンドゲルの強度発現を阻害する要因として、カルシウム含有量 Ca_c と細粒分含有率 F_c の影響が挙げられる。そこで、ここではサンドゲルのシリカ含有量 SiO_{2sg} を測定することにより、阻害要因の定量的評価を試みた。

付図-7.19 は試験結果の一例（試料 O-1）であるが、シリカ濃度 C_s の増加に伴いサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} と SiO_{2sg} が増加する傾向にある。なお、 SiO_{2sg} と C_s の関係は基本的に未改良の状態であるシリカ含有量 SiO_{2s0} を切片とした直線関係にあり、その傾きは間隙比 e に依存する傾向にある。また、 q_{usg} と C_s の関係は累乗関数で近似できる。

付図-7.20 はサンドゲルのシリカ含有量増加分の計算値 δSiO_{2sgc} と実測値 δSiO_{2sg} の関係を示している。 δSiO_{2sgc} は単位質量当たりの間隙体積と C_s から算出された値であり、 δSiO_{2sg} はシリカ含有量試験により得られたサンドゲルの SiO_{2sg} から SiO_{2s0} を差し引いた実測値である。なお、同図には付表-7.3 に示したものの以外の試料も含まれている。

○は Ca_c と F_c が比較的少ないものであり、このような試料では実測値と計算値はおおむね一致する傾向にある。一方、●でプロットされたものは Ca_c が 4,000 mg/kg 以上のものであり、●は F_c が 15 % 以上のものである。これらのような試料では計算値に対して実測値は低くなる傾向にあり、さらにはバラツキが大きい結果となっている。これは、付図-7.17(b)で示したように、改良強度の推定値が実測値より大きく評価されることや、バラツキが大きいことに対応する結果である。

以上のことより、間隙水が注入材に置換えられた割合を把握する目的で、付図-7.20 の実測値と計算値の傾きを百分率で表したものを充填率 α として、試料の Ca_c および F_c ごとにその傾向を検討し、 Ca_c に対して α_1 、 F_c に対しては α_2 を求めた。付図-7.21 は Ca_c と α_1 の関係であり、 F_c が 15 % 以上含まれるものはデータから除外している。 Ca_c が 1,000 mg/kg 以下では α_1 に及ぼす影響はないものと思われるが、1,000 mg/kg 以上では α_1 が急激に低下する傾向を示す。これは、炭酸ガスの発生により本来注入材で置き換えられる部分が炭酸ガスに置き換えられたことによると考えられる。なお、その低下の傾向は付式(7.7)により近似することができ、 Ca_c が 1,000 mg/kg 以上含まれる試料において改良強度を推定するためには、これを考慮する必要があると思われる。

$$\alpha_1 = \left[1 - \frac{0.8}{1 + 9,000/Ca_c} \right] \times 100 \quad \text{付(7.7)}$$

ここで、 α_1 は充填率（%）、 Ca_c はカルシウム含有量（mg/kg）である。

なお、「付 7-5 酸の種類の影響」で後述するが、付式(7.7)における α_1 の低下傾向は注入材 I のものによるものであって、 Ca_c と α_1 の関係は反応剤の種類によって異なることに留意する必要がある。

付図-7.22 は F_c と α_2 の関係であり、 Ca_c が 4,000 mg/kg 以上含まれるものはデータから除外している。 F_c が 10 % 以下の範囲では α_2 に及ぼす影響はほとんどないものと思われる。しかし、 F_c が 10 % 以上含まれると α_2 が低下する傾向にある。また、 F_c が 20 % 以上の場合、 α_2 は 50 % ~ 80 % 程度の範囲に収まる傾向にある。

現行の設計法^{6),17)}では F_c が 20 % 以上含まれる場合、注入率は 25 % 程度に設定されており、間隙率 n を 45 % ~ 50 % と仮定すると、 α は 56 % ~ 50 % 程度となる。本研究では F_c が 20 % 程度で α_2 が 54 % のも

のもあるが、 F_c が25%、40%の α_2 がそれぞれ73%、79%となり、現行設計法より高い充填率となった。これは、実施工では三次元的な浸透が対象となるため、希釈の影響を受けやすいことや、高い α に設定した場合、リークや割裂注入形態になるため、経験的に設定されたものと考えられる。一方、本研究における供試体作製方法では供試体下部より間隙水を押し出すように注入材が注入されたため、 α が大きくなったものと思われる。

なお、 α に関する研究は種々実施されており F_c が低い試料を対象とした既往の研究として、熊谷ら¹⁸⁾は珪砂6号にゲルタイムが数分の有機系アルカリ注入材を注入した結果、浸透注入における α は80%~120%としている。また、崔ら¹⁹⁾は珪砂6号と7号、川砂にゲルタイムが数分の有機系アルカリ注入材を注入した結果、浸透注入における α は75%~125%としている。一方、 F_c が高い試料を対象とした研究として、竹内ら^{16),20)}はゲルタイムが約10時間の酸性系注入材を用い、珪砂と木節粘土を混合した試料に注入した場合、 F_c が10%~30%で α は60%~20%、珪砂に関東ロームを混合した試料では、 F_c が10%~30%で α は30%程度となる結果が得られている。

以上のように注入材のタイプは異なるが、 F_c が α に影響を及ぼすことは明らかであり、これを考慮する必要があると思われる。そこで、本研究では F_c による α_2 の設定方法として付式(7.8)~付式(7.10)の提案を行う。

$$\alpha_2=100 \quad (F_c<10\%) \quad \text{付(7.8)}$$

$$\alpha_2=-4\times F_c+140 \quad (10\%<F_c<20\%) \quad \text{付(7.9)}$$

$$\alpha_2=60 \quad (F_c>20\%) \quad \text{付(7.10)}$$

ここで、 α_2 は充填率(%), F_c は細粒分含有率(%)である。

なお、本式において F_c が10%以下の場合、間隙水は注入材に完全に置き換えられるとし、 F_c が20%以上では α_2 は60%の一定値とした。ここで、 α_2 を60%とした理由は粒径と有効間隙率²¹⁾の関係において、砂の間隙率 n が50%の時の有効間隙率が30%であることによる。ただし、本研究では F_c に着目し、整理を行っているが、細粒分そのものの粒度や塑性が最も影響を及ぼすものと考えられるため、今後データを蓄積し、検討を進める必要はあるものと思われる。また、現在の注入率^{6),7),22)}の決定方法は細粒分含有率によらず経験的に、間隙率に対し90%の充填率を乗じた値としているが、事前配合試験において作製したサンドゲルのシリカ含有量と計算から求めたシリカ含有量を比較することにより、充填率 α_2 を考慮した最適な注入率を検討することが可能と思われる。

付図-7.23に付式(7.7)~付式(7.10)を用いた補正を行い算出した q_{usgc}' と実測値である q_{usg} の関係を示す。なお、具体的な補正方法は次の通りである。付式(7.11)に示すように Ca_c が1,000 mg/kg以上含まれる場合、付式(7.7)の値を C_s に乘じる。 F_c に関してはその含有率に応じて付式(7.8)~付式(7.10)の値を乗じる。そして、間隙中における C_s' を算出し、付式(7.3)~付式(7.6)により q_{usgc}' を求める。

$$C_s'=C_s\times\frac{\alpha_1}{100}\times\frac{\alpha_2}{100} \quad \text{付(7.11)}$$

ここで、 C_s' は間隙中のシリカ濃度（%）、 C_s は注入材のシリカ濃度（%）、 α_1 および α_2 は充填率（%）である。

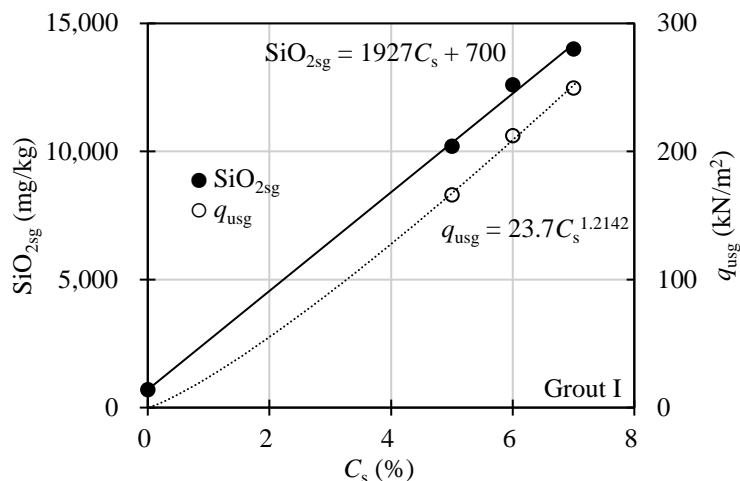
補正前の計算値は実測値を平均で 1.74 倍に過大評価し、決定係数 R^2 が 0.27 となりバラツキが大きい傾向にあったが、補正後の計算値は実測値の 1.07 倍、 R^2 が 0.62 となった。

そこで、試料の特性ごとに分類を行い、間隙径深 h を指標とした提案式の妥当性と、 Ca_c に関する α_1 と F_c に関する α_2 による補正方法の有効性について確認を行った。試料は付図-7.24 に示すように、 F_c は 10 %、 Ca_c は 1,000 mg/kg を基準とし、補正の有無によって分類を行った。

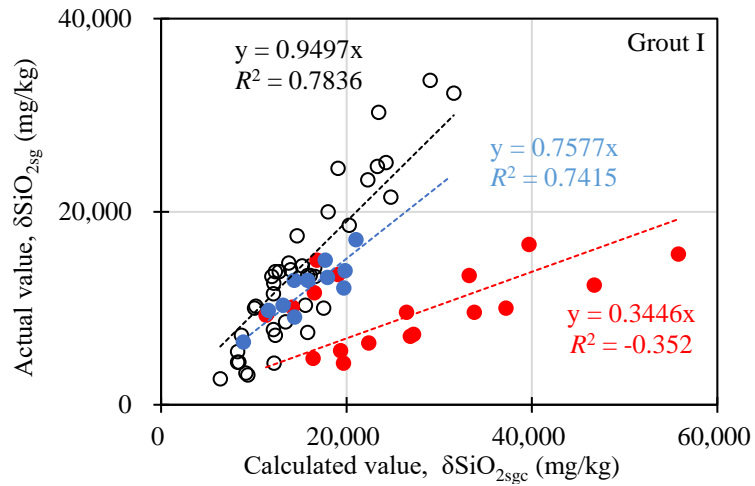
まず、 $F_c < 10\%$ 、 $Ca_c < 1,000$ mg/kg の試料について付図-7.25 に示すように均等係数 U_c と h の関係を求めた。 h は付図-7.15 にて示したように、砂の 50 % 粒径 D_{50} が小さくなる、あるいは U_c が大きくなるに伴い小さくなる傾向を示す。この試料において C_s が 6 % における q_{usg} (●) と付式(7.7)~(7.10)により求めた q_{usgc} (○) を付図-7.26 に示す。 q_{usgc} は h が小さくなるに伴い増加する計算結果となり、実測値である q_{usg} も同様の傾向にある。またこの傾向は、付図-7.27(a)に示すように C_s によらず一軸圧縮強さの実測値 q_{usg} と推定値 q_{usgc} の相関性が高いことより、 h を指標とした提案式が妥当であると言える。

付図-7.27(b)に $F_c > 10\%$ 、 $Ca_c < 1,000$ mg/kg、付図-7.27(c)に $F_c < 10\%$ 、 $Ca_c > 1,000$ mg/kg の試料における実測値と補正前後の計算値を示す。いずれの試料においてもバラツキがあるものの、補正前の計算値と比較して補正後の値は実測値に対応する傾向がみられたことより、 α_1 、 α_2 による充填率の補正は有効と考えられる。付図-7.27(d)は $F_c > 10\%$ 、 $Ca_c > 1,000$ mg/kg の試料における実測値と補正前後の計算値の関係である。補正前の計算値は実測値に対して 9 倍以上の値となり過大評価をする結果となっていたが、補正後は実測値に近づいた値となっている。

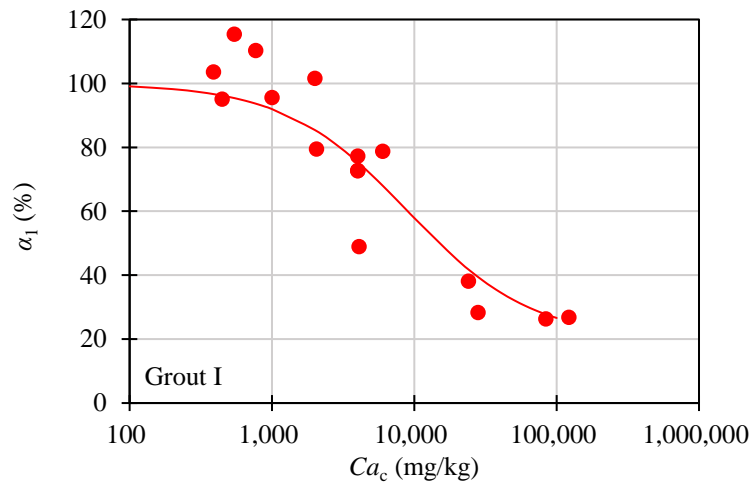
以上のことより、本提案式によって、試料の条件として D_{50} および e 、 U_c 、 Ca_c 、 F_c が与えられると、サンドゲルの q_{usg} を概ね推定することが可能となった。



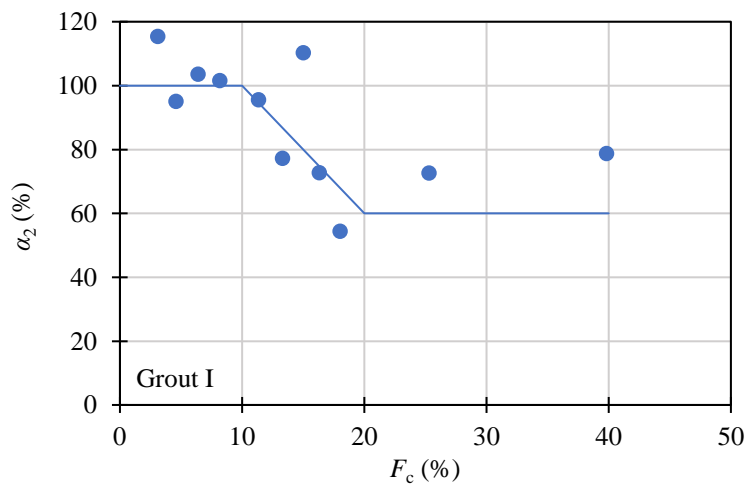
付図-7.19 注入材のシリカ濃度とサンドゲルの一軸圧縮強さおよびシリカ含有量の関係



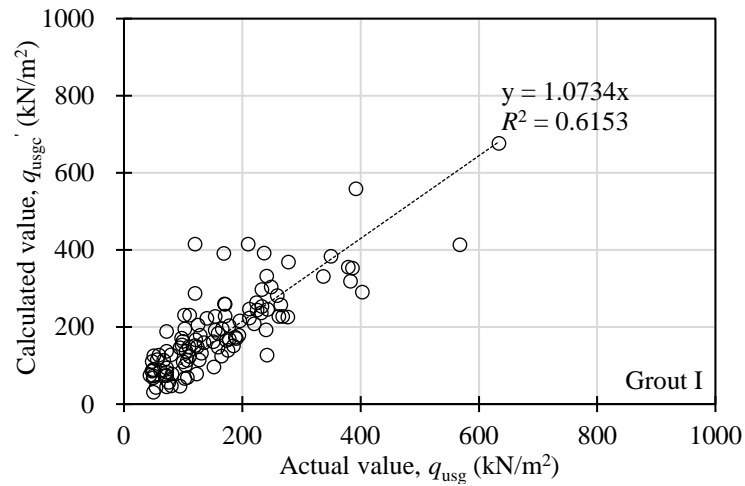
付図-7.20 シリカ含有量増加分の計算値と実測値



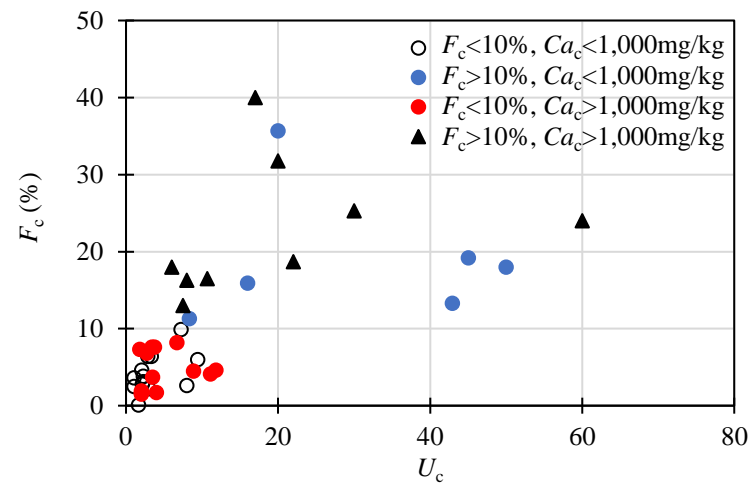
付図-7.21 カルシウム含有量と充填率



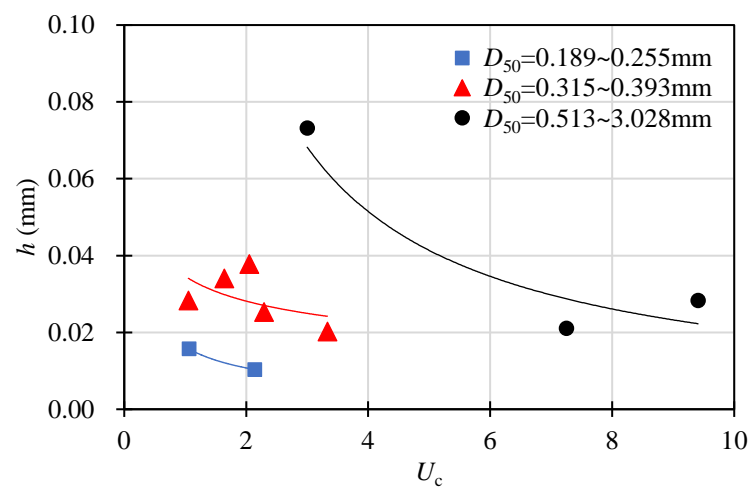
付図-7.22 細粒分含有率と充填率



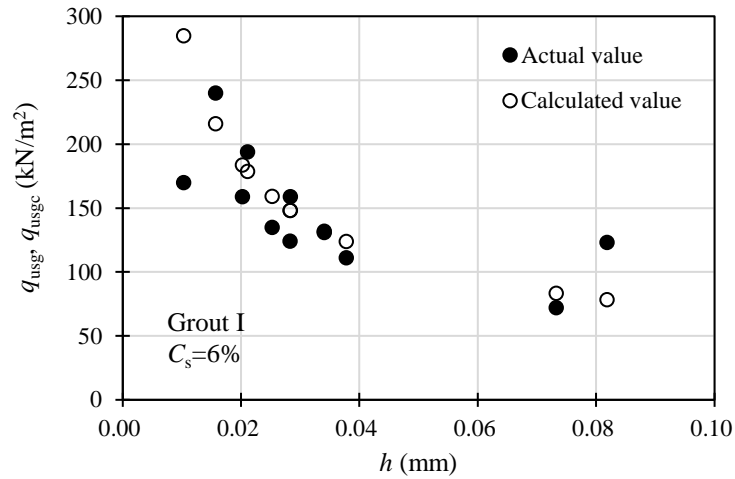
付図-7.23 カルシウム含有量と細粒分含有率より補正した一軸圧縮強さの推定値と実測値



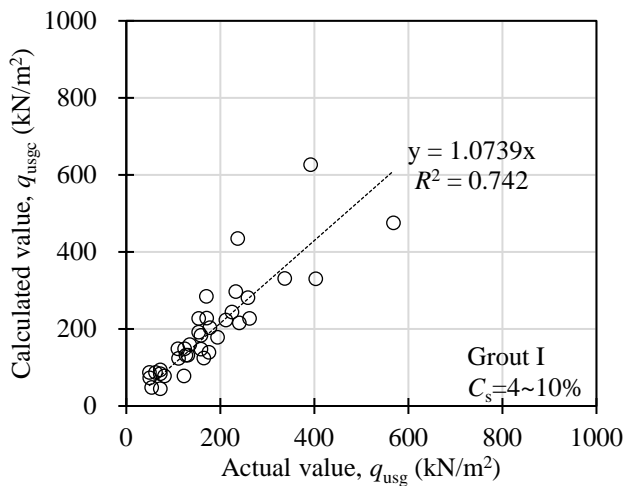
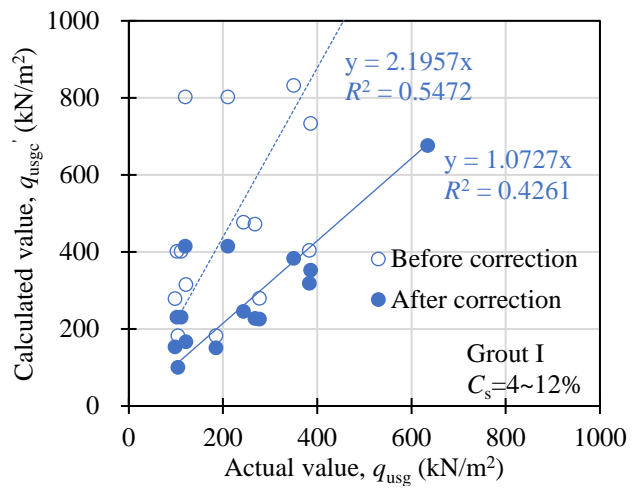
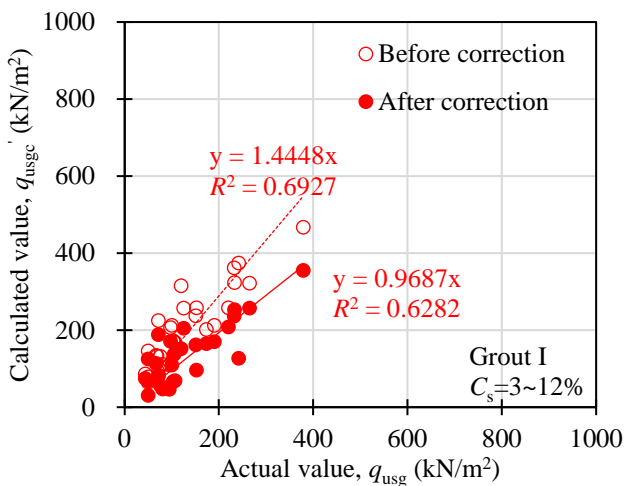
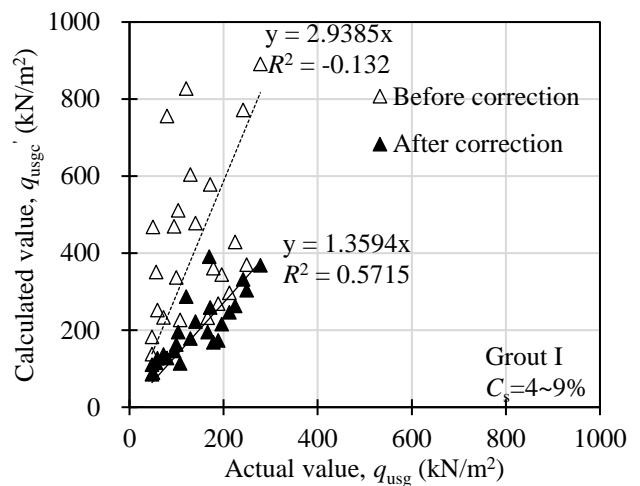
付図-7.24 均等係数と細粒分含有率に基づく試料の分類



付図-7.25 均等係数と間隙径深 ($F_c < 10\%$)



付図-7.26 間隙径深と一軸圧縮強さの実測値および計算値


 (a) $F_c < 10\%$, $Ca_c < 1,000$ mg/kg

 (b) $F_c > 10\%$, $Ca_c < 1,000$ mg/kg

 (c) $F_c < 10\%$, $Ca_c > 1,000$ mg/kg

 (d) $F_c > 10\%$, $Ca_c > 1,000$ mg/kg

付図-7.27 一軸圧縮強さの実測値と計算値の比較

付 7-5 酸の種類の影響

「付 7-4.4 強度発現を阻害する要因の定量的評価」では、注入材 I の試験結果を基にカルシウム含有量 Ca_c や細粒分含有率 F_c の影響について検討を行った。しかし、注入材の酸と炭酸カルシウムの化学的な反応は、注入材に使用した酸性反応剤の種類によってその影響割合が異なることが予想される。そこで、豊浦砂とサンゴ混り砂（付表-7.3, U-1, $Ca_c=100,000$ mg/kg）に異なる酸性反応剤を用いた注入材によってサンドゲルを作製し、一軸圧縮試験による影響割合の評価を行った。

付 7-5.1 酸の種類の影響に関する試験方法

ここで使用した注入材は付表-7.1 に示す活性複合系シリカグラウトであり、 C_s は 4%, 6%, 8% とし、注入材 pH が 3 付近になるように 2 種類の酸性反応剤を用いた 3 通りの配合で調整した。また、試験に用いた試料は豊浦砂とサンゴ混り砂であり、サンドゲルは混合法²³⁾と拘束圧下浸透法（拘束圧 $\sigma=100$ kN/m²）で作製し、28 日間養生を行った後に試験を実施した。

付 7-5.2 酸の種類の影響に関する試験結果

付表-7.4 にシリカ濃度 C_s が 6% であり、混合法および拘束圧下浸透法により作製したサンドゲルの試験結果を示す。混合法により作製したサンドゲルの一軸圧縮強さ q_{usg} は、豊浦砂では酸性反応剤の種類に関わらず、200 kN/m² 前後となった。一方、サンゴ混り砂では酸性反応剤の影響を受け、三塩基の酸性反応剤である H_3PO_4 （注入材 I）の q_{usg} は測定不能であり最も低くなった。このような結果となった要因としては、付写真-7.1 に示すように、三塩基の酸によるものは炭酸ガスの発生量が多く、体積膨張が大きかったことによる。

このように、炭酸ガスの発生量が酸性反応剤の種類によって異なる要因としては、反応剤添加量の違いによる。すなわち、本試験に用いた注入材のゲルタイムは C_s と pH に依存する傾向²⁴⁾を示し、 C_s が 6% の場合、pH=3 付近で 1,000 min 程度となる。この pH に調整するために必要な酸性反応剤の添加量は、種類によって異なり、 H_3PO_4 （注入材 I）が最も多く、 H_2SO_4 （注入材 III）が最も少なくなる。これは、 H_3PO_4 は解離定数²⁵⁾が $K_1=7.52 \times 10^{-3}$, $K_2=6.23 \times 10^{-8}$, $K_3=4.8 \times 10^{-13}$ （25 °C）の中程度の三塩基酸であり、 H_2SO_4 が $K_2=2 \times 10^{-2}$ （18°C）の強い二塩基酸であるためである。

また、拘束圧下浸透法によるものは、混合法と比較して q_{usg} は高くなる傾向を示すものの、混合法と同様に酸性反応剤の種類によって得られる q_{usg} は異なり、塩基数の高い反応剤を使用したものほど q_{usg} が低くなる傾向を示す。また、この傾向は付図-7.28 に示すように、 C_s を変えた条件においても同様の結果となっている。

付図-7.29 は C_s が 6% における密度比 ρ_t/ρ_{tc} と q_{usg} の関係である。 ρ_t/ρ_{tc} は塩基数が多いものほど低下する傾向にある。また作製方法の違いに着目すると浸透法に比べ混合法によるものは ρ_t/ρ_{tc} が低下する。その結果、 q_{usg} は ρ_t/ρ_{tc} の低下に伴い低くなる傾向を示した。

付図-7.30 は付表-7.3 に示す現場砂以外の試料を用いた配合試験の結果より得られたカルシウム含有量 Ca_c と充填率 α_1 の関係である。 Ca_c に対する α_1 の低下割合は反応剤の種類によって異なる傾向にあり、塩基数が多くなるほど大きくなる結果となった。これは、付写真-7.1、付表-7.4 で示したように、

塩基数の多い酸性反応剤を用いた場合、反応剤添加量の増加に伴い、炭酸ガスの発生量が多くなることによって、改良効果の発現割合が低下することに対応した結果である。

以上のことより、貝殻やサンゴなどの炭酸カルシウムを含まない地盤では、酸性反応剤の種類が改良効果へ及ぼす影響はほとんどないものと思われる。一方、炭酸カルシウムを含む地盤では、酸性反応剤の種類によって得られる改良効果は異なり、このような地盤では H_2SO_4 反応剤が有効と考えられる。ただし、 H_2SO_4 反応剤はコンクリート構造物に影響を及ぼす可能性があるため、地盤条件や周辺構造物等に応じて適切な反応剤を選定する必要がある。また、炭酸カルシウムを含む試料の供試体作製方法としては、拘束圧下浸透法が有効であることを確認した。

付表-7.4 酸性反応剤が改良強度に及ぼす影響 ($C_s=6\%$)

Grout		I	II	III
Acidic reactant		H_3PO_4	H_3PO_4 H_2SO_4	H_2SO_4
Addition amount of acidic reactant (L/400L)		16.0	9.8	7.4
Toyoura sand	Mixing	200 kN/m ²	222 kN/m ²	192 kN/m ²
	Permeation	N. D.	61 kN/m ²	125 kN/m ²
Coral sand	Mixing	N. D.	61 kN/m ²	125 kN/m ²
	Permeation	107 kN/m ²	117 kN/m ²	144 kN/m ²



(a) Grout I

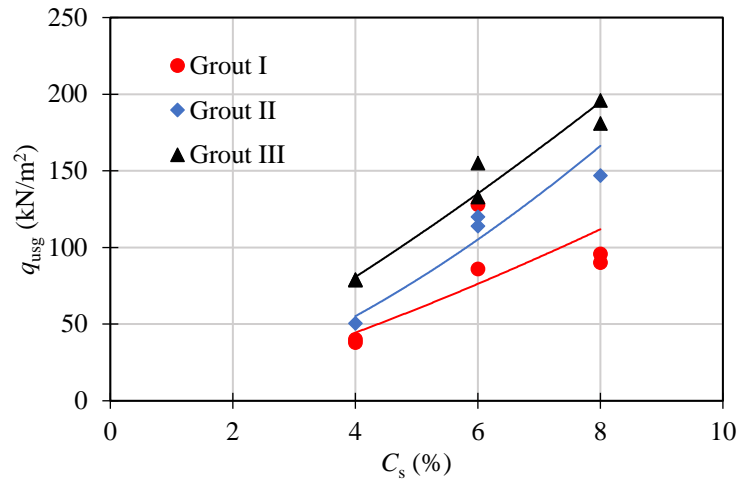


(b) Grout II

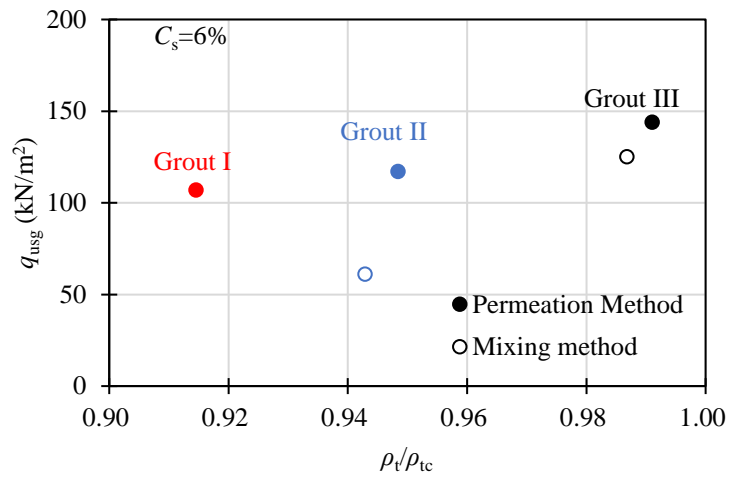


(c) Grout III

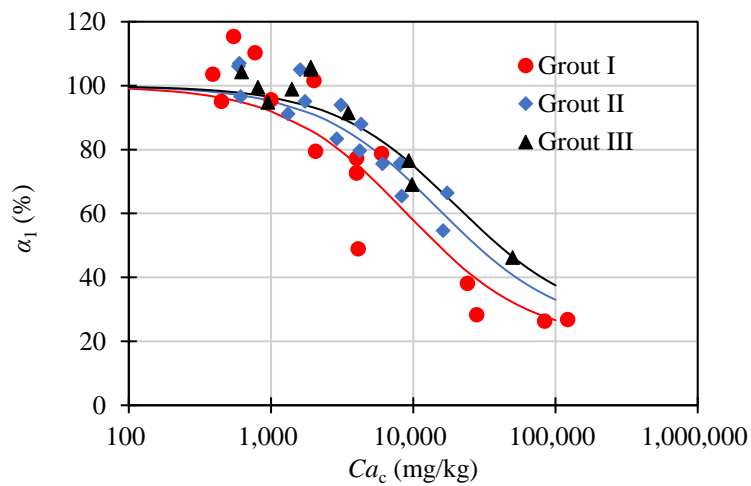
付写真-7.1 酸性反応剤が体積膨張に及ぼす影響 (混合法)



付図-7.28 酸性反応剤が改良強度に及ぼす影響（拘束圧下浸透法）



付図-7.29 酸性反応剤の種類が密度比と一軸圧縮強さに及ぼす影響



付図-7.30 酸性反応剤の種類が充填率に及ぼす影響

付 7-6 現場砂を用いた配合試験結果に関するまとめ

粒径および密度の異なる珪砂を用い、シリカ濃度を3パターンに設定したサンドゲルの一軸圧縮試験結果より、サンドゲルの強度を簡易的に推定する式の提案を行った。また、現場砂を用いた一軸圧縮強さの実測値と推定式による計算値を比較検討することにより、強度発現を阻害する要因の特定と定量的な評価を化学分析により行った。そして、その結果より以下の知見を得ることができた。

- (1) 珪砂を用いたサンドゲルの一軸圧縮強さは、注入材のシリカ濃度ごとに、砂の50%粒径と間隙比、均等係数から求められる間隙径深に依存する。
- (2) サンドゲルの一軸圧縮強さは、間隙径深を底とし、ヒドロゲルの一軸圧縮強さに漸近する累乗関数で近似できることから、一軸圧縮強さの推定式を提案した。
- (3) 本研究により提案された推定式による一軸圧縮強さの計算値と、現場砂を用いたサンドゲルの実測値と比較すると、試料の特性によっては過大評価する結果となった。
- (4) 計算値が過大評価する試料は、貝殻やサンゴなどの炭酸カルシウムを含むものや、細粒分含有率の高いものであり、これらが強度の発現割合を低下させる要因に挙げられる。
- (5) 炭酸カルシウムや細粒分含有率が強度の発現を低下させる割合を、シリカ含有量を測定することにより定量的に評価し、充填率による強度推定式の補正方法を提案した。
- (6) 炭酸カルシウムを含む地盤では塩基数の低い酸性反応剤が有効であることを確認した。

参考文献

- 1) 三輪求, 米倉亮三: 水ガラス系グラウト材の基本的性質について, 土質工学論文報告集, Vol. 34, No. 3, pp. 113-121, 1994.
- 2) 米倉亮三, 島田俊介: 薬液注入における長期耐久性の研究, 土と基礎, No. 40(12), pp. 17-22, 1992.
- 3) 東畑郁生, 米倉亮三, 島田俊介, 社本康弘: 地震と地盤の液状化-恒久・本設注入によるその対策-インデックス出版, 2010.
- 4) 佐々木隆光, 島田俊介, 小山忠雄, 末政直晃: マスキングシリカによるコンクリート保護効果の16年間実証研究-液状化対策工と近接施工への適用-, 土木学会第63回年次学術講演会, pp. 311-312, 2008.
- 5) 社団法人地盤工学会: 地盤調査の方法と解説, p. 263, 2007.
- 6) 恒久グラウト・本設注入協会: 急速浸透注入工法 超多点注入工法 技術マニュアル, 2012.
- 7) Ralph K. ILER: *The chemistry of silica*, AWiley-Interscience Publication, 1978.
- 8) 公益社団法人地盤工学会関東支部: 薬液注入工法の設計・施工法および試験法に関する研究委員会活動報告書, pp. 104-106, 2015.
- 9) 社団法人地盤工学会: 地盤材料試験の方法と解説-二分冊の1-, pp. 321-335, 2009.
- 10) 桂豊, 天利実, 社本康弘, 風間広志: 特殊シリカ系薬液注入による改良地盤の液状化強度の評価法(その4)-液状化強度に与える粒径の及ぼす影響-, 土木学会第61回年次学術講演会, pp. 255-256, 2006.
- 11) 熊谷浩二, 所武彦, 柳沢栄司: 薬液注入による固結砂供試体の一軸圧縮強さに与える要因について, 土木学会論文集, No. 469/III-23, pp. 121-126, 1993.

- 12) 柴崎光弘, 下田一雄: 最新・薬液注入工法の設計と施工, 山海堂, pp. 65-67, 1985.
- 13) 福田光治, 宇野尚雄: 透水係数に係る粒度分布と間隙指標, 土木学会論文集, No. 561/III-38, pp. 193-204, 1997.
- 14) 岡二三生, 小高猛司, 大野康年: コロイダルシリカのさんご混じり砂への適用性, 土木学会論文集 C, Vol. 64, No. 3, pp. 571-584, 2008.
- 15) 林健太郎, 大久保泰宏, 山崎浩之: 溶液型薬液注入時の強度発現率に関する研究, 土木学会第 54 回 年次学術講演会, pp. 422-423, 1999.
- 16) 竹内惇, 赤木寛一, 高橋正光: 細粒分を含む地盤の薬液注入形態と強度, 土木学会第 62 回 年次学術講演会, pp. 689-690, 2007.
- 17) 財団法人沿岸技術研究センター: 浸透固化処理工法技術マニュアル, 沿岸技術ライブラリー No. 33, 2008.
- 18) 熊谷浩二, 須藤良清, 柳沢栄司: 薬液注入条件の違いによる充填率の分布に関する室内実験, 土木学会論文集, No. 499/III-28, pp. 69-76, 1994.
- 19) 崔亢吉, 風間基樹, 柳沢栄司: 薬液注入条件による砂の固結形状の変化, 土木学会論文集, No. 582/III-41, pp. 109-123, 1997.
- 20) 竹内惇, 山岸太樹, 赤木寛一, 高橋正光: 細粒分を含む薬液注入固結砂の強度特性, 土木学会第 61 回 年次学術講演会, pp. 257-258, 2006.
- 21) 社団法人地盤工学会: 根切り工事と地下水, 調査・設計から施工まで, p. 100, 1997.
- 22) 公益財団法人鉄道総合技術研究所: 注入の設計施工マニュアル, 2011.
- 23) 前掲 9), pp. 429-430.
- 24) 佐々木隆光, 小山忠雄, 島田俊介, 末政直晃: 薬液注入材に用いる酸性反応剤の種類がゲルタイムと改良効果に及ぼす影響, 第 48 回地盤工学研究発表会, pp. 751-752, 2013.
- 25) 共立出版株式会社: 化学大辞典, 1975.

薬液注入工法に関する発表論文

<論文>

1. 佐々木隆光, 末政直晃, 島田俊介: 薬液注入工法における非アルカリ系注入材の主剤が固化特性に及ぼす影響, 土木学会論文集 C (地圏工学), Vol. 74, No. 1, pp. 92-105, 2018.
2. 上村健太郎, 蓮沼佑晃, 馬上拓也, 佐々木隆光, 伊藤和也, 永尾浩一, 末政直晃: 微粒子シリカと微粒子水酸化カルシウムを混合した注入材の強度評価について, 土木学会論文集 C (地圏工学), Vol. 74, No. 2, pp. 234-247, 2018.
3. 上村健太郎, 佐々木隆光, 伊藤和也, 永尾浩一, 末政直晃: 微粒子注入における間隙指標を用いた地盤浸透の可否評価方法, 地盤工学ジャーナル, Vol. 13, No. 2, pp. 135-147, 2018.
4. 佐々木隆光, 末政直晃, 島田俊介: 薬液改良土の強度発現に及ぼす間隙径や土中成分の影響について, 地盤工学ジャーナル, Vol. 13, No. 3, pp. 223-235, 2018.
5. 上村健太郎, 永尾浩一, 末政直晃, 伊藤和也, 佐々木隆光: 改良砂に対する平均主応力一定の繰返し非排水三軸試験の適用, 日本地震工学論文集, Vol. 19, No. 5, p. 5_146-5_155, 2019.
6. 佐々木隆光, 末政直晃, 島田俊介: 弾性波試験を用いた薬液注入材による改良土の強度発現機構に関する検討, 土木学会論文集 C (地圏工学), Vol. 76, No. 4, pp. 374-393, 2020.

<書籍・寄稿>

1. 岡田和成, 佐々木隆光: 超多点注入工法, 建設機械 47 巻 3 号, 日本工業出版, pp. 17-21, 2011.
2. 佐々木隆光, 小山忠雄: 恒久グラウト・本設注入工法, 建設機械 47 巻 11 号, pp. 15-16, 日本工業出版, 2011.
3. 委員会報告書: 薬系注入工法を用いた地盤改良技術の今後の展開に関する調査検討会活動報告, (公財) 地盤工学会関東支部, 2012.
4. 共著: 事例に見る地盤の液状化対策-被害を防止・修復する工法-, 近代科学社, 2013.
5. 委員会報告書: 薬液注入工法の設計・施工法および試験法に関する研究委員会活動報告書, (公財) 地盤工学会関東支部, 2015.
6. 小山忠雄, 佐々木隆光: 特殊シリカグラウト (活性複合シリカコロイドと超微粒子複合シリカ) と環境保全性, 基礎工, 総合土木研究所, Vol. 43, No. 10, pp. 35-38, 2015.
7. 佐々木隆光, 末政直晃: 液状化対策としての薬液注入工法の改良効果の考え方と今後の展望, 基礎工, 総合土木研究所, Vol. 43, No. 10, pp. 35-38, 2018.
8. 共著: 地盤・土構造物のリスクマネジメント~地盤崩壊・液状化のメカニズムとその解析, 監視防災対策~, NTS, 2019.
9. 佐々木隆光, 上村健太郎, 末政直晃: 土を固める技術の動向(7)混ぜずに固める技術, 土と基礎, Vol. 68, No. 2, pp. 31-38, 2020.

<国内会議>

1. 諏訪裕哉, 末政直晃, 島田俊介, 佐々木隆光: 薬液注入供試体の強度特性と強度発現に関する一考察, 第 50 回地盤工学シンポジウム, pp. 159-164, 2005.
2. 水野健太, 後藤敬一, 岡田和成, 松本大輔, 佐々木隆光: 薬液注入工法による貝殻混じり砂礫地盤の液状化対策, 第 10 回地盤改良シンポジウム, pp. 55-62, 2012.
3. 岡田和成, 上月健司, 佐々木隆光, 末政直晃: 供用中岸壁の大規模地盤改良工事における各種原位試験による注入固化地盤の評価, 第 10 回地盤改良シンポジウム, pp. 47-54, 2012.
4. 岡田和成, 内田義博, 佐々木隆光, 末政直晃: 活性シリカコロイド系注入材により浸透固結された礫質砂の力学・変形特性, 第 11 回地盤改良シンポジウム, pp. 391-396, 2014.

<国際会議>

1. K. Daitoh, N. Suemasa, S. Shimada, T. Sasaki: Centrifuge model test of seismic stability of a quay wall improved by chemical grouting, *1st European Conference on Earthquake Engineering and Seismology*, ID-505, 2006.
2. T. Sasaki, T. Tadao, S. Shimada, N. Suemasa: Influence of soil characteristics on gel time and unconfined compression strength of ground improved, *Proceeding of the 2011 International Offshore and Polar Engineering*, pp. 540-545, 2011.
3. T. Sasaki, T. Tadao, S. Shimada, N. Suemasa: Influence of gelling time on permeability and strength of ground improved by chemical grouting method, *Proceeding of the 2012 International Offshore and Polar Engineering*, pp. 205-211, 2012.
4. T. Sasaki, T. Tadao, S. Shimada, N. Suemasa: A fundamental study on cyclic behaviors of sands improved by chemical grouting method, *Proceeding of the 2013 International Offshore and Polar Engineering*, pp. 669-675, 2013.
5. K. Uemura, T. Sasaki, S. Shimada, N. Suemasa, K. Nagao: A study on infusion of silica micro-particles into soil particles, *Proceeding of the 2017 International Offshore and Polar Engineering*, pp. 853-858, 2015.
6. K. Uemura, Y. Hasunuma, T. Sasaki, K. Nagao, N. Suemasa, S. Shimada: A study on penetrability of silica microparticles, *Proceedings of 6th International Conference*, pp. 77-82, 2016.
7. Y. Hasunuma, K. Uemura, T. Sasaki, K. Nagao, N. Suemasa, S. Shimada: A study on injecting micro bubble water mixed with crushed silica, *Proceedings of 6th International Conference*, pp. 162-167, 2016.
8. S. Takiura, N. Suemasa, T. Sasaki: Validation of method for estimating long-time strength of chemical grouting composition with heat curing, *Proceedings of 6th International Conference*, pp. 174-179, 2016.
9. K. Uemura, T. Sasaki, N. Suemasa, K. Ito, K. Nagao, S. Shimada: An experimental study on liquefaction strength property of improved sand by micro-particles, *Proceeding of the 2017 International Offshore and Polar Engineering*, pp. 761-766, 2017.
10. Y. Hasunuma, K. Uemura, T. Sasaki, N. Suemasa, K. Nagao, S. Shimada, T. Tanaka: A study on permeation characteristic of micro particles into sand, *Proceedings of 7th International Conference*, pp. 142-147, 2017.
11. S. Takiura, N. Suemasa, K. Itoh, T. Sasaki, S. Shimada: Long time strength prediction method of chemical grout specimen with heat curing, *Proceedings of 7th International Conference*, pp. 154-159, 2017.

12. K. Uemura, T. Sasaki, N. Suemasa, K. Itoh, K. Nagao, S. Shimada: Proposal of permeability evaluation method of suspension grout, *Proceeding twentieth SEAGC*, pp. 389-394, 2018.
13. T. Moue, K. Uemura, T. Sasaki, K. Nagao, N. Suemasa, K. Ito, S. Shimada: A study on strength development of suspended type injection material using microparticles used for liquefaction countermeasures, *Eighth International Conference of GEOMATE*, pp. 157-162, 2018.
14. R. Nakamura, N. Suemasa, T. Sasaki, S. Shimada: A study on influence of penetration distance on gel time of chemical grout, *Eighth International Conference of GEOMATE*, pp. 151-156, 2018.
15. K. Uemura, R. Takatoku, K. Itoh, N. Suemasa, N. Kikkawa, N. Hiraoka, T. Sasaki: Centrifuge model tests on improved soils using $\text{Ca}(\text{OH})_2$ and SiO_2 grout, *Earthquake Geotechnical Engineering for Protection and Development of Environment and Constructions*, pp. 5394-5401, 2019.
16. S. Tashiro, N. Suemasa, T. Sasaki, K. Nagao: Development of ground injection method using Geo-Polymer material, *The 10th International Conference of GEOMATE*, GX 190, 2020.

<研究発表>

1. 佐々木隆光, 末政直晃, 島田俊介, 後藤博子, 大場美紀, 小山忠雄, 木嶋正: 溶液型特殊シリカで固結した土の液状化強度特性, 土木学会第 59 回年次学術講演会, pp. 1037-1038, 2004.
2. 久保井公彦, 末政直晃, 田中剛, 佐々木隆光, 島田俊介: 薬液注入工法により改良した矢板岸壁の地震時安定性, 第 40 回地盤工学研究発表会, pp. 1809-1810, 2005.
3. 諏訪裕哉, 末政直晃, 島田俊介, 佐々木隆光: 薬液改良体の強度予測に影響する改良体構成要素の諸特性, 第 41 回地盤工学研究発表会, pp. 789-790, 2006.
4. 大藤恭平, 末政直晃, 佐々木隆光, 島田俊介: 薬液注入工法を施した自立式鋼矢板の地震時安定性に関する研究, 第 41 回地盤工学研究発表会, pp. 1681-1682, 2006.
5. 佐々木隆光, 島田俊介, 小山忠雄, 米倉亮三: 活性シリカと超微粒子シリカによる固結地盤の経年固結性の現場実証試験, 土木学会第 61 回年次学術講演会, pp. 229-230, 2006.
6. 諏訪裕哉, 末政直晃, 島田俊介, 佐々木隆光: 低シリカ濃度の薬液を用いた改良体の強度増加メカニズム, 土木学会第 61 回年次学術講演会, pp. 251-252, 2006.
7. 佐々木隆光, 島田俊介, 小山忠雄, 末政直晃: 活性シリカグラウトに関する一考察-地盤特性がゲルタイム・改良強度に及ぼす要因-, 第 42 回地盤工学研究発表会, pp. 889-890, 2007.
8. 栗原聡, 末政直晃, 島田俊介, 佐々木隆光: 薬液注入地盤の強度特性に関する研究, 土木学会第 62 回年次学術講演会, pp. 687-688, 2007.
9. 佐々木隆光, 島田俊介, 小山忠雄, 市川智史, 寺島麗, 末政直晃: マスキングシリカによるコンクリート保護効果の 16 年間実証研究-液状化対策工と近接施工への適用-, 土木学会第 63 回年次学術講演会, pp. 311-312, 2008.
10. 安部利亮, 末政直晃, 片田敏行, 島田俊介, 小山忠雄, 佐々木隆光: 供試体作製方法が薬液改良体の強度に与える影響, 第 44 回地盤工学研究発表会, pp. 611-612, 2009.
11. 佐々木隆光, 小山忠雄, 島田俊介, 末政直晃: 土の有機物が懸濁型注入材の固結性に及ぼす影響, 第 44 回地盤工学研究発表会, pp. 613-614, 2009.
12. 寺島麗, 小山忠雄, 佐々木隆光, 島田俊介, 川崎了, 広吉直樹: 微生物代謝を用いた地盤改良材バイオグラウトの土槽実験, 第 44 回地盤工学研究発表会, pp. 761-762, 2009.

13. 安部利亮, 末政直晃, 島田俊介, 小山忠雄, 佐々木隆光: 特殊シリカ液が砂の初期せん断弾性係数に及ぼす影響, 土木学会第 64 回年次学術講演会, pp. 971-972, 2009.
14. 安部利亮, 末政直晃, 片田敏行, 島田俊介, 小山忠雄, 佐々木隆光: 初期せん断弾性係数を用いた薬液固化過程に関する検討, 第 45 回地盤工学研究発表会, pp. 653-654, 2010.
15. 小山忠雄, 島田俊介, 佐々木隆光, 市川智史, 末政直晃: 環境保全型注入材の研究-液状化対策と近接施工への適用-, 第 45 回地盤工学研究発表会, pp. 823-824, 2010.
16. 佐々木隆光, 水野健太, 岡田和成, 末政直晃: 超微粒子複合シリカグラウトによる緩い砂礫地盤の液状化対策 (その 1: 室内試験), 第 45 回地盤工学研究発表会, pp. 1591-1592, 2010.
17. 岡田和成, 水野健太, 佐々木隆光, 末政直晃: 超微粒子複合シリカグラウトによる緩い砂礫地盤の液状化対策 (その 2: 大型土槽実験), 第 45 回地盤工学研究発表会, pp. 1593-1594, 2010.
18. 小山忠雄, 島田俊介, 佐々木隆光, 米倉亮三: 3 薬液注入の恒久性に関する野外実験結果, 土木学会第 65 回年次学術講演会, pp. 975-976, 2010.
19. 安部利亮, 末政直晃, 島田俊介, 小山忠雄, 佐々木隆光: 平面土槽を用いた薬液改良体の注入形状の把握, 土木学会第 65 回年次学術講演会, pp. 981-982, 2010.
20. 安部利亮, 末政直晃, 中川健太郎, 島田俊介, 小山忠雄, 佐々木隆光: 平面土層を用いた薬液の注入形状の把握, 第 46 回地盤工学研究発表会, pp. 837-838, 2011.
21. 小山忠雄, 島田俊介, 佐々木隆光, 市川智史, 寺島麗, 角田百合花, 米倉亮三: マスキングシリカによるコンクリート保護効果の研究, 土木学会第 66 回年次学術講演会, pp. 19-20, 2011.
22. 中川健太郎, 末政直晃, 片田敏行, 山下直人, 佐々木隆光: 初期せん断弾性係数による薬液の固化過程の評価, 土木学会第 66 回年次学術講演会, pp. 69-70, 2011.
23. 角田百合花, 島田俊介, 小山忠雄, 佐々木隆光, 米倉亮三: 超微粒子複合シリカの恒久性と浸透固結性の実証研究, 土木学会第 66 回年次学術講演会, pp. 79-80, 2011.
24. 佐々木隆光, 小山忠雄, 島田俊介, 末政直晃: 溶液型薬液注入材のゲルタイムが浸透性と改良強度に及ぼす影響, 第 47 回地盤工学研究発表会, pp. 787-788, 2012.
25. 鈴木健太, 末政直晃, 永尾浩一, 佐々木隆光: 繰返し三軸圧縮試験によるシリカバブル改良体の液状化特性, 第 47 回地盤工学研究発表会, pp. 793-794, 2012.
26. 中川健太郎, 末政直晃, 佐々木隆光, 小山忠雄, 島田俊介: 繰返し三軸圧縮試験による薬液改良体の液状化強度特性の把握, 第 47 回地盤工学研究発表会, pp. 795-796, 2012.
27. 小山忠雄, 島田俊介, 佐々木隆光, 米倉亮三: 薬液注入による液状化対策例, 第 47 回地盤工学研究発表会, pp. 1515-1516, 2012.
28. 中川健太郎, 末政直晃, 島田俊介, 佐々木隆光, 堀智仁: ベンダーエレメント試験による薬液改良体の一軸圧縮強度の推定, 土木学会第 67 回年次学術講演会, pp. 481-482, 2012.
29. 水野健太, 佐々木隆光: 恒久グラウトにより改良した固結砂の力学特性および変形特性, 土木学会第 67 回年次学術講演会, pp. 485-486, 2012.
30. 小山忠雄, 島田俊介, 佐々木隆光, 米倉亮三: 恒久グラウト野外試験における 12 年後の液状化強度の確認, 土木学会第 67 回年次学術講演会, pp. 487-489, 2012.
31. 鈴木健太, 末政直晃, 永尾浩一, 佐々木隆光: 繰返し三軸圧縮試験によるシリカバブル改良体の液状化強度特性, 土木学会第 67 回年次学術講演会, pp. 627-628, 2012.
32. 佐々木隆光, 小山忠雄, 島田俊介, 末政直晃: 薬液注入に用いる酸性反応剤の種類がゲルタイムと

- 改良効果に及ぼす影響, 第 48 回地盤工学研究発表会, pp. 751-752, 2013.
33. 小山忠雄, 島田俊介, 佐々木隆光, 米倉亮三: 薬液注入の恒久性と耐久性, 第 48 回地盤工学研究発表会, pp. 759-760, 2013.
34. 加賀宗彦, 谷川真理, 島田俊介, 小山忠雄, 佐々木隆光, 木嶋正: シリカ系薬液注入材 (恒久グラウト) による液状化側方流動防止工法の開発 (その 2), 土木学会第 68 回年次学術講演会, pp. 175-176, 2013.
35. 加賀宗彦, 谷川真理, 島田俊介, 小山忠雄, 佐々木隆光, 木嶋正: シリカ系薬液注入材 (恒久グラウト) の強度の耐久性と透水圧の影響, 土木学会第 68 回年次学術講演会, pp. 177-178, 2013.
36. 岡田和成, 木下圭介, 佐々木隆光, 大木洋介: 東日本大震災で被災した霞ヶ浦用水施設の効用回復工事について (その 1), 土木学会第 68 回年次学術講演会, pp. 585-586, 2013.
37. 佐々木隆光, 岡田和成, 木下圭介, 熊谷憲司: 東日本大震災で被災した霞ヶ浦用水施設の効用回復工事について (その 2), 土木学会第 68 回年次学術講演会, pp. 587-588, 2013.
38. 上村健太郎, 末政直晃, 佐々木隆光: シリカ微粒子の土粒子間注入に関する研究, 第 49 回地盤工学研究発表会, pp. 555-556, 2014.
39. 佐々木隆光, 末政直晃, 米倉亮三, 島田俊介: 薬液注入材の体積変化の測定方法に関する基礎研究, 第 49 回地盤工学研究発表会, pp. 599-600, 2014.
40. 滝浦駿介, 末政直晃, 佐々木隆光: 加熱養生によるゲルの長期強度変化測定の検証, 第 49 回地盤工学研究発表会, pp. 653-654, 2014.
41. 岡田和成, 内田義博, 佐々木隆光: 溶液型恒久グラウトにより浸透固結された礫質砂の力学・変形特性, 土木学会第 69 回年次学術講演会, pp. 163-164, 2014.
42. 上村健太郎, 末政直晃, 佐々木隆光, 永尾浩一: シリカ微粒子の土粒子間注入に関する研究, 土木学会第 69 回年次学術講演会, pp. 165-166, 2014.
43. 角田百合花, 小山忠雄, 佐々木隆光, 島田俊介, 木嶋正: 高濃度活性複合シリカグラウトの開発, 土木学会第 69 回年次学術講演会, pp. 171-172, 2014.
44. 吉野広太, 末政直晃, 佐々木隆光: 薬液改良体に注入速度と浸透距離が及ぼす影響の把握, 土木学会第 69 回年次学術講演会, pp. 173-174, 2014.
45. 佐々木隆光, 末政直晃, 島田俊介: 養生条件が薬液改良体の長期安定性に及ぼす影響, 土木学会第 69 回年次学術講演会, pp. 175-176, 2014.
46. 佐々木隆光, 小山忠雄, 末政直晃, 島田俊介: 薬液注入材の体積変化に伴う拘束効果に関する検討, 第 50 回地盤工学研究発表会, pp. 595-596, 2015.
47. 滝浦駿介, 末政直晃, 佐々木隆光: 加熱養生によるゲルの長期強度変化測定の検証, 第 50 回地盤工学研究発表会, pp. 597-598, 2015.
48. 三森章太, 上村健太郎, 末政直晃, 佐々木隆光, 永尾浩一: 液状化抑止のための超微粒子シリカ注入工法-バブルホワイトの開発-, 第 50 回地盤工学研究発表会, pp. 613-614, 2015.
49. 上村健太郎, 末政直晃, 佐々木隆光, 永尾浩一: シリカ微粒子の土粒子間注入に関する研究, 第 50 回地盤工学研究発表会, pp. 615-616, 2015.
50. 上村健太郎, 末政直晃, 佐々木隆光: 薬液改良体の P 波・S 波速度の経時変化について, 土木学会第 70 回年次学術講演会, pp. 47-48, 2015.
51. 滝浦駿介, 末政直晃, 吉野公汰, 佐々木隆光: 薬液改良体に注入速度と浸透距離が及ぼす影響の把

- 握, 土木学会第 70 回年次学術講演会, pp. 743-744, 2015.
52. 石川喜章, 末政直晃, 佐々木隆光: 薬液注入材の体積変化に伴う拘束効果に関する検討, 土木学会第 71 回年次学術講演会, pp. 469-470, 2016.
53. 上村健太郎, 末政直晃, 佐々木隆光, 永尾浩一: 微粒子浸透特性に関する注入実験, 土木学会第 71 回年次学術講演会, pp. 479-480, 2016.
54. 佐々木隆光, 宮部慎介, 末政直晃, 島田俊介: 薬液改良土のシリカ含有量測定方法の開発と応用, 土木学会第 71 回年次学術講演会, pp. 481-482, 2016.
55. 滝浦駿介, 末政直晃, 佐々木隆光: 加熱養生による薬液改良体の強度予測法の検証, 土木学会第 71 回年次学術講演会, pp. 483-484, 2016.
56. 杉浦陽子, 末政直晃, 佐々木隆光: 薬液を用いた自立削孔技術の開発, 土木学会第 71 回年次学術講演会, pp. 1783-1784, 2016.
57. 滝浦駿介, 末政直晃, 佐々木隆光: ベンダーエレメント試験による薬液改良砂の強度発現メカニズムの解明, 第 51 回地盤工学研究発表会, pp. 609-610, 2016.
58. 杉浦陽子, 末政直晃, 佐々木隆光: 薬液を用いた自立削孔技術の開発, 第 51 回地盤工学研究発表会, pp. 661-662, 2016.
59. 佐々木隆光, 島田俊介, 小山忠雄, 末政直晃: 薬液改良土の強度特性に及ぼす要因, 第 51 回地盤工学研究発表会, pp. 681-682, 2016.
60. 上村健太郎, 末政直晃, 佐々木隆光, 永尾浩一: 微粒子を浸透注入した砂の液状化強度の把握, 第 51 回地盤工学研究発表会, pp. 683-684, 2016.
61. 蓮沼佑晃, 上村健太郎, 末政直晃, 佐々木隆光, 永尾浩一: 粉碎シリカを混合したマイクロバブル水注入工法に関する研究, 第 51 回地盤工学研究発表会, pp. 851-852, 2016.
62. 佐々木隆光, 末政直晃, 島田俊介: 薬液改良土の三軸圧縮試験による強度変形特性, 第 52 回地盤工学研究発表会, pp. 495-496, 2017.
63. 蓮沼佑晃, 上村健太郎, 佐々木隆光, 永尾浩一, 末政直晃: 超微粒子を用いた懸濁型注入材の砂地盤に対する浸透特性の検討, 第 52 回地盤工学研究発表会, pp. 501-502, 2017.
64. 滝浦駿介, 末政直晃, 佐々木隆光: 加熱養生による薬液供試体の長期強度の予測法の検証, 第 52 回地盤工学研究発表会, pp. 547-548, 2017.
65. 上村健太郎, 佐々木隆光, 末政直晃, 伊藤和也: 粒径の異なる砂で形成された砂骨格の透水性について, 第 52 回地盤工学研究発表会, pp. 847-848, 2017.
66. 佐々木隆光, 末政直晃, 島田俊介: 三軸圧縮試験における薬液改良土の変形特性, 土木学会第 72 回年次学術講演会, pp. 51-52, 2017.
67. 上村健太郎, 佐々木隆光, 末政直晃, 伊藤和也, 永尾浩一: 微粒子の浸透可否評価手法の適用性について, 土木学会第 72 回年次学術講演会, pp. 59-60, 2017.
68. 石川喜章, 滝浦駿介, 末政直晃, 佐々木隆光: 薬液注入材の体積収縮に着目した強度発現メカニズムに関する研究, 土木学会第 72 回年次学術講演会, pp. 521-522, 2017.
69. 杉浦陽子, 末政直晃, 佐々木隆光: 薬液を用いた自立削孔技術の開発, 土木学会第 72 回年次学術講演会, pp. 1699-1700, 2017.
70. 馬上拓也, 上村健太郎, 末政直晃, 永尾浩一, 佐々木隆光: 液状化対策に用いる微粒子系注入材の養生日数に伴う強度変化, 第 53 回地盤工学研究発表会, pp. 631-362, 2018.

71. 中村亮太, 末政直晃, 佐々木隆光: 浸透距離が薬液のゲルタイムに及ぼす影響に関する研究, 第 53 回地盤工学研究発表会, pp. 857-858, 2018.
72. 上村健太郎, 佐々木隆光, 末政直晃, 伊藤和也, 永尾浩一: 微粒子の浸透可否評価の提案, 第 53 回地盤工学研究発表会, pp. 865-866, 2018.
73. 中村亮太, 末政直晃, 滝浦俊介, 佐々木隆光: 薬液注入材の強度発現メカニズムに関する研究, 土木学会第 73 回年次学術講演会, pp. 43-44, 2018.
74. 上村健太郎, 佐々木隆光, 末政直晃, 伊藤和也, 永尾浩一: シリカと水酸化カルシウムを用いた懸濁型注入材で改良した砂の液状化抵抗性について, 土木学会第 73 回年次学術講演会, pp. 47-48, 2018.
75. 蓮沼佑晃, 上村健太郎, 佐々木隆光, 永尾浩一, 末政直晃: 超微粒子を用いた懸濁型注入材の強度発現に関する検討, 土木学会第 73 回年次学術講演会, pp. 53-54, 2018.
76. 佐々木隆光, 米倉亮三, 島田俊介: 活性シリカと超微粒子複合シリカによる固結地盤の経年固結性の現場実証試験, 第 54 回地盤工学研究発表会, pp. 481-482, 2019.
77. 中村亮太, 末政直晃, 佐々木隆光: 注入速度と浸透距離が薬液のゲルタイムに及ぼす影響について, 第 54 回地盤工学研究発表会, pp. 565-566, 2019.
78. 上村健太郎, 高德亮太, 末政直晃, 伊藤和也, 吉川直孝, 平岡伸隆, 佐々木隆光: シリカと水酸化カルシウムを混合した改良材の改良効果に関する遠心模型実験, 第 54 回地盤工学研究発表会, pp. 1653-1654, 2019.
79. 上村健太郎, 末政直晃, 伊藤和也, 佐々木隆光, 永尾浩一: 微粒子系注入材の目詰まりに関する検討, 土木学会第 74 回年次学術講演会, III-498, 2019.
80. 佐々木隆光, 末政直晃, 島田俊介: シリカゾルグラウトによるサンドゲルの耐久性に及ぼす粒径の影響, 第 55 回地盤工学研究発表会, 23-2-3-02, 2020.
81. 永尾浩一, 末政直晃, 佐々木隆光, 前田幸男: マイクロバブル水を用いた液状化対策工における飽和度低下指標の一提案, 第 55 回地盤工学研究発表会, 22-10-4-03, 2020.
82. 田代怜, 末政直晃, 佐々木隆光, 永尾浩一: 高炉スラグ微粉末を用いた微粒子注入工法の開発, 第 55 回地盤工学研究発表会, 2222-29-04, 2020.
83. 角田百合花, 佐々木隆光, 島田俊介, 米倉亮三: シリカゾルグラウトの浸透ゲル化特性と長期固結性野外注入試験結果, 第 55 回地盤工学研究発表会, 23-2-3-03, 2020.
84. 佐々木隆光, 島田俊介, 末政直晃: 薬液改良土の弾性波速度と一軸圧縮強さについて, 土木学会第 75 回年次学術講演会, III-202, 2020.
85. 永尾浩一, 末政直晃, 馬上拓也, 田代怜, 佐々木隆光: シリカ微粒子注入工法における粒子粉碎に関する研究, 土木学会第 75 回年次学術講演会, III-207, 2020.

謝 辞

本論文を結ぶにあたり、本研究を遂行する上でご指導、ご鞭撻とご援助をいただきました方々に感謝の意を表します。

指導教官でもあり、主査を務めていただきました東京都市大学総合理工学研究科教授 末政直晃先生には、本論文におけるモデルの構築から実証、論文の執筆に至るまで懇切丁寧なご指導を頂きました。また、東京都市大学総合理工学研究科教授 伊藤和也先生、准教授 栗原哲彦先生、東京工業大学環境・社会工学院准教授 笠間清伸先生には学位審査委員会の副査を務めていただき、本論文の新規性および有用性が明確になるようにご指導とご助言を頂きました。

なお、私は東京都市大学の社会人選抜のプログラムにて博士課程に入学し、本研究に取り組ませていただきました。このプログラムは学部生および修士課程で大変お世話になりました元東京都市大学工学部教授 片田敏行先生が副学長を務めておりました頃に立ち上げていただいたものであり、このような機会を得られたことは片田先生の御尽力のおかげと感じております。また、本研究は私が所属いたします強化土エンジニアリング株式会社と東京都市大学との共同研究の一環でもあり、これを円滑に進める上では東京都市大学地盤環境工学研究室技師 田中剛先生、女史 石田直子様、女史 岡裕子様ご援助を頂きました。そして、ここではお名前を挙げることができませんが、数多くの強化土班（共同研究担当学生）の方々にご協力を頂きました。

本研究は 1970 年代に東洋大学名誉教授 米倉亮三博士と強化土エンジニアリング株式会社会長 島田俊介博士が推進いたしました「薬液改良土の耐久性に関する研究」を継承させて頂きましたものであります。そして本論文では、両博士が一連の試験結果より開発した注入材に対して、新しい試験方法と知見を導入することにより、さらに前進させた内容になっているものと自負しております。しかしながら、両博士が薬液注入工法による本設工事「恒久グラウト・本設注入工法」の創生として、薬液注入材の耐久性に関する理論の構築、新しい注入材の開発および普及に尽力されたことを鑑みると、その功績に敬服すると共に、本論文における成果として新しい注入材および工法を開発することが両博士へのせめてものお礼となることと感じております。

強化土エンジニアリング株式会社社長 島田励介氏には、本研究を進めるにあたり必要な試験装置や施設の整備をして頂くと共に、海外での論文発表や会議に参加する機会を与えて頂きました。また、同社社員の方々には、研究や論文執筆で怠りがちになりそうな業務を援助して頂きました。皆様のおかげで数多くの試験や経験をすることができました。

私が強化土エンジニアリングに入社した 2005 年頃は、1995 年に発生した兵庫県南部地震の経験より、港湾・空港および危険物タンクなどの液状化対策が進められており、その一つとして恒久グラウト・本設注入工法が採用されました。その後、2004 年の平成 16 年新潟県中越地震や 2011 年の東北地方太平洋沖地震において、発電所施設や公共埋設管が液状化による被災を受けたことより、幅広い構造物に対して恒久グラウトが適用されてきました。この様な背景より、2008 年に土木工学と化学の架け橋とな

るよう「本設注入試験センター」を設立いたしました。設立当時は、地盤材料の試験に関してはある程度の経験はあるものの、化学的な知識、実務設計および施工管理に関する理解度は決して高いものではありませんでした。しかし、地盤注入開発機構の会員各位のご指導、ご鞭撻を賜り、2020年度までに約160件の配合試験を実施することができました。全国の会員各位より集められる試料は幅広い物理・化学的特性を有しており、注入材との化学的反応は多種多様であり、これらの試験結果の蓄積は、私にとって貴重な経験となると共に化学への知識を深めるものとなりました。

公益社団法人地盤工学会では、2010年~2012年に「薬液注入工法を用いた地盤改良技術の今後の展開に関する調査・検討会」が、2012年~2015年には「薬液注入工法の設計・施工および試験法に関する研究委員会」が設置されました。これらの委員会では末政先生が委員長の下、延べ44名の有識者の方々（産官学、設計者・施工者・製造者）が参集し、薬液注入工法の現状を把握すると共に、今後の展開について議論と討議が行われました。私は委員会の幹事を仰せつかり、委員会の成果として報告書を取り纏めさせていただきました。この報告書の内容は、本論文における課題の抽出と目的の設定に資するものとなりました。また、各分野の委員から上げられる多角的なご意見は、本論文を執筆するうえで有益な知識となりました。

本論文では様々な試験方法を適用しておりますが、特にベンダーエレメント法による弾性波試験は、本論文において主幹となる要素（ヒドロゲルの収縮に伴う砂骨格の拘束効果）を検証するために必須の試験となっていました。この試験の導入にあたりまして、独立行政法人労働者健康安全機構労働安全衛生総合研究所上席研究員 堀智仁博士、上席研究員 吉川直孝博士に試験機の選定、測定における要領についてご助言を頂きました。また、結果の整理・解釈についてもご教授頂くことにより、本論文における提案モデルの妥当性を証明することができました。

私事ではありますが、地盤工学の技術者を目指すきっかけは、末政先生より卒業論文の研究を株式会社日建設計中瀬土質研究所にて行う機会を頂いたところあります。そこでは、「底盤改良工法のヒービン抑止機能に関する研究」を卒業論文のテーマとして、一般的な地盤材料試験から三軸圧縮試験、遠心模型実験など様々な試験を実施することにより、現行設計法の妥当性について検証を行いました。ご指導いただきました大石幹太氏には、各試験について懇切丁寧な指導をしていただいたほか、「実現象のモデル化」、「試験実施における要領」、「結果の整理と分析」と研究を行う上で重要となる基礎知識をご教授頂きました。また、齋藤邦夫博士（現 中央大学研究開発機構名誉教授）、片桐雅明博士には研究の意義と結果への理解を深めるための文献調査の重要性、論文作成における要点についてご教授頂きました。ここで学び、身に着けられたものが本論文の基礎となっております。

この様に本論文は、ここで記しきることのできない程のいろいろな方々と出会い、さまざまな経験を経たことによって構成されています。関係各位の皆様にはご支援、ご協力を頂きましたことに深謝すると共に、このような機会を頂きました末政先生には、改めまして心より御礼申し上げます。

最後になりますが、このような出会いと機会を得られたのは、東京での進学と就職に理解を示して頂いた父 重身と母 節子のおかげであります。また、日頃の業務および研究を遂行するためには、心と体の健康を維持が大切であり、妻 絵美には多大な支援を、長男 隆介と次男 佑馬には沢山のユーモアを頂きました。ありがとうございました。

2021年3月11日

佐々木 隆光