

# 高炉水砕スラグの地盤改良材としての 適用性に関する基礎的研究

松田博<sup>1</sup>・来山尚義<sup>2</sup>・高宮晃一<sup>3</sup>・村上剛敏<sup>4</sup>・中野恭夫<sup>5</sup>

<sup>1</sup>正会員 工博 山口大学教授 工学部社会建設工学科 (〒755-8611 山口県宇部市常盤台2丁目16-1)

<sup>2</sup>正会員 復建調査設計(株) 地盤環境部地盤環境課 (〒732-0052 広島市東区光町二丁目10-11)

<sup>3</sup>正会員 工修 山口大学助手 工学部社会建設工学科 (〒755-8611 山口県宇部市常盤台2丁目16-1)

<sup>4</sup>学生会員 山口大学大学院理工学研究科博士前期課程 (〒755-8611 山口県宇部市常盤台2丁目16-1)

<sup>5</sup>正会員 長棟興産(有) (〒745-0814 山口県徳山市鼓海二丁目118-70)

地盤改良工法において高炉水砕スラグを利用することを目的として、高炉水砕スラグの潜在水硬性に起因した物理・強度・透水特性の変化について調べた。特にサンドドレーン (SD) 工法またはサンドコンパクションパイル (SCP) 工法においてみられるように、砂柱内が浸透状態にある場合を想定して、粒子間の海水の移動が潜在水硬性に及ぼす影響について調べた。その結果、砂柱を高炉水砕スラグで造成する際、SD工法のように締固めをとまなわない場合においても砂柱の強度は増加し、SCP工法と同様の特性を発揮することが明らかになった。そこで、高炉水砕スラグを低置換率SCP工法に適用するための設計試案を作成するとともに、新たに作製したK<sub>0</sub>模型試験装置によって設計法の妥当性の検討を行った。

**Key Words :** *granulated blast furnace slag, soil improvement, sand compaction pile method, permeability, shear strength*

## 1. はじめに

鉄鉱石から銑鉄を製造する際に生成される高炉スラグは年間2,330万t(平成13年度)に達する<sup>1)</sup>。

熔融状態にある高炉スラグは、その冷却方法の相違によって、高炉徐冷スラグと高炉水砕(急冷)スラグに区分され、徐冷スラグは高炉スラグを徐々に冷却して生成するのに対して、高炉水砕スラグは熔融状態の高炉スラグを圧力水(100-350kPa)で急冷して生成する<sup>1)</sup>。特に、高炉スラグは急冷するとガラス化が生じ水硬性を有するのに対して、徐々に冷却すると結晶化するために水硬性を示さない<sup>2)</sup>。

一方、高炉で製造された銑鉄を鋼にする際に生成される転炉スラグおよびスクラップを電気炉で精錬する際に生成される電気炉スラグを総称して製鋼スラグと呼び、高炉スラグとは区別して用いられる。

高炉スラグはその約63%がセメント用として用いられており、ほぼ100%有効利用されている。その中で、セメント以外の土木工用としての利用は、道路用、埋立て用他として用いられているが、特に高炉水砕スラグは粒子形状が一般土と類似している点、単位体積重量が小さく水硬性を有する点を活用して、昭和50年ころ港湾工事での裏込め材としての利用<sup>3)</sup>が試みられ

たとの報告がある。その後路盤・埋立て材<sup>4)~7)</sup>として、盛土材<sup>8)~11)</sup>として、裏込め材として<sup>3), 12)~15)</sup>、さらに地盤改良材として<sup>16)~19)</sup>の利用に関する報告がなされている。また、港湾工事に関係した利用手引書<sup>20)</sup>も発行されている。

一方、瀬戸内海沿岸の各県ではすでに海砂の採取が禁止または今後禁止されることになっており、海砂の代替材としての利用拡大が期待される場所である。また、先述したように高炉水砕スラグは潜在水硬性、すなわち時間の経過とともに硬化する性質があり、その性質を利用することによって、新たな施工技術を見出すことも可能である。特に、サンドコンパクションパイル(SCP)工法、サンドドレーン(SD)工法は砂の強度あるいは透水性が必要であって、高炉水砕スラグの特性を的確に把握する必要がある。しかし、高炉水砕スラグをSCP工法あるいはSD工法に適用した例は少なく、潜在水硬性を活用した設計法も確立されていない。

そこで、粘性土をSCP工法、SD工法で改良することを想定して、高炉水砕スラグを海砂の代替材として利用するために必要な特性を把握するための実験を行った。すなわち、未硬化および硬化の過程にある高炉水砕スラグの物理的性質、強度・透水特性を調べ、

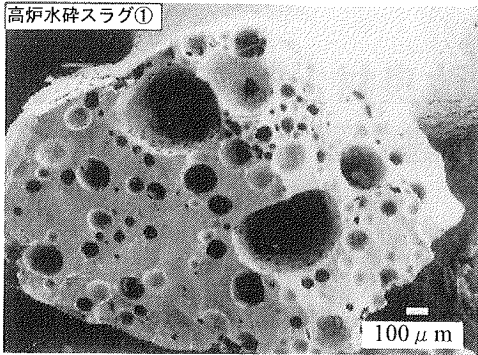


写真-1 高炉水砕スラグの電子顕微鏡写真

表-1 高炉水砕スラグの化学成分<sup>20)</sup> (%)

	SiO <sub>2</sub>	Al <sub>2</sub> O <sub>3</sub>	CaO	MgO	S	MnO	FeO
高炉水砕スラグ	33.4	14.5	41.0	6.0	1.0	0.7	0.4
ポルトランドセメント	22.0	5.5	65.0	1.4	1.0	-	3.0

またSCP工法、SD工法では砂柱の中を砂柱周辺の粘土からの排出水が浸透することから、海水が浸透する状態での高炉水砕スラグの潜在水硬性に関する実験を行った。そしてこれらの結果をもとに、高炉水砕スラグをSCP工法およびSD工法へ適用するための試案を作成した。

## 2. 高炉水砕スラグの基本的性質

### (1) 高炉水砕スラグの化学成分

高炉スラグは鉄鉄1kNあたり約0.3kn生産され、高炉スラグの総生産量の73%(平成13年度)<sup>1)</sup>が高炉水砕スラグとして出荷されている。写真-1は高炉水砕スラグ粒子の電子顕微鏡写真である。溶鉱炉内で熔融状態にある高炉スラグは窒素を溶解しているが、溶鉱炉から出ると窒素は発泡現象を呈し、急激に放出される。そのとき圧力水によって急冷すると、粒子内に放出しきれないガスが気泡として残ることが知られている<sup>20)</sup>。また写真-1からも、粒子は角ばっており、粒子には多くの気泡が残留する様子がわかる。表-1は高炉水砕スラグとポルトランドセメントの成分を比較したものである。高炉水砕スラグはCaOとSiO<sub>2</sub>を主成分とし、Al<sub>2</sub>O<sub>3</sub>、MgO、MnO、FeO等を含有しており、化学組成はポルトランドセメントと類似している。

### (2) 高炉水砕スラグの物理的性質、締固め特性、透水特性

高炉水砕スラグの物理的性質、締固め特性、透水特性については先述したように多くの研究報告があるが、

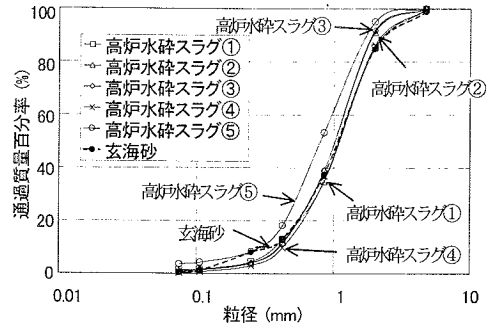


図-1 粒径加積曲線

表-2 土粒子密度、最大・最小間隙比、均等係数

	$\rho_s$ (g/cm <sup>3</sup> )	$c_{max}$	$c_{min}$	$U_c$
高炉水砕スラグ①	2.694	1.396	1.014	3.53
高炉水砕スラグ②	2.697	1.447	0.974	2.89
高炉水砕スラグ③	2.720	1.416	0.937	2.80
高炉水砕スラグ④	2.624	1.521	1.043	3.10
高炉水砕スラグ⑤	2.766	1.445	0.893	3.56
玄海砂	2.661	0.802	0.493	3.67

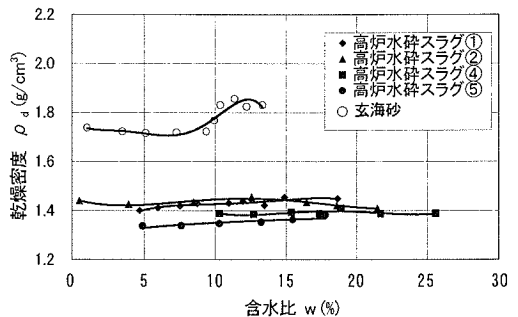


図-2 締固め曲線

ここでは改めて実験を行い、天然の海砂の特性と比較した。用いた試料は、高炉水砕スラグ(①～⑤)および玄海産の海成砂(玄海砂)である。ここに、高炉水砕スラグ(①～⑤)は、いずれも同一の製鉄所で生成されたものであるが、入手時期が異なる試料について、ここではそれらを区別して表示することした。試料の粒径加積曲線を示したものが図-1である。また、表-2は用いた試料について土粒子の密度、最大・最小間隙比、均等係数を示したものである。図-1より高炉水砕スラグと玄海砂の粒径加積曲線はよく一致していることがわかる。また、土粒子の密度はほぼ等しいのに対して、最大・最小間隙比は玄海砂より高炉水砕スラグが大きくなっている。これは、先述したように高炉水砕スラグは粒子表面にも多数の発泡痕が存在するためである。図-2は高炉水砕スラグ①、②、④、⑤、および玄海砂の締固め試験(A-b法)の結果を示したものである。最大乾燥密度 $\rho_{dmax}$ は玄海砂では1.85g/cm<sup>3</sup>

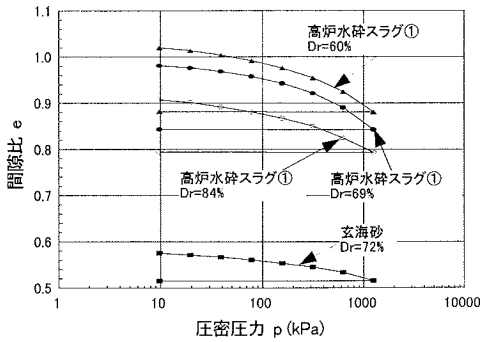


図-3 e-log p 曲線<sup>21)</sup>

表-3 透水係数の比較

	Dr (%)	k (cm/s)	Dr (%)	k (cm/s)
高炉水砕スラグ①	65	2.5~ 3.2×10 <sup>-1</sup>	82	1.7~ 2.2×10 <sup>-1</sup>
玄海砂	62	6.1~ 7.3×10 <sup>-2</sup>	83	3.3~ 3.9×10 <sup>-2</sup>

であるのに対して、高炉水砕スラグでは 1.35~1.45 g/cm<sup>3</sup> であって、明らかに高炉水砕スラグが小さい。また、高炉水砕スラグの乾燥密度は含水比の変化によってほとんど影響を受けないことがわかる。同様の傾向はすでに報告されている<sup>20), 21)</sup>が、その理由は明らかにされていない。明確ではないが、高炉水砕スラグは粒子表面に多くの気泡が存在するために、含水比が増加したとしても、水の多くが気泡内に取り込まれ、締固めに対して寄与しないものと考えられる。

図-3は高炉スラグおよび玄海砂について一次元圧密試験を行い、圧縮特性を比較したものである。高炉水砕スラグはいずれの相対密度についても間隙比が大きく、また載荷重の増加に伴う間隙比の低下も玄海砂に比べて大きい。

表-3は高炉水砕スラグと玄海砂の透水係数を比較したものである。いずれも定水位透水試験によって得た結果であって、相対密度が60%、80%いずれの場合にも透水係数は海砂に比べて3~5倍程度大きいことがわかる。

### (3) 高炉水砕スラグのせん断特性

高炉水砕スラグは潜在水硬性があり、所定の条件下では時間とともに硬化する。ここでは未硬化状態にある高炉水砕スラグのせん断特性を調べ、玄海砂のせん断特性と比較した。実験では表-2の高炉水砕スラグ①および玄海砂を用い、水中落下法により作製した緩詰め(相対密度 Dr=50%)および密詰め(相対密度 Dr=80%)供試体について、拘束圧(σ<sub>3</sub>)を50kPa、100kPa、150kPa、300kPa、および500kPaとして、排水三軸圧縮

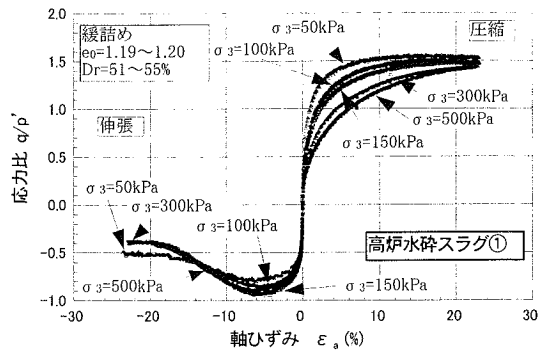


図-4(a) 応力比-軸ひずみ関係 (高炉水砕スラグ、緩詰め)

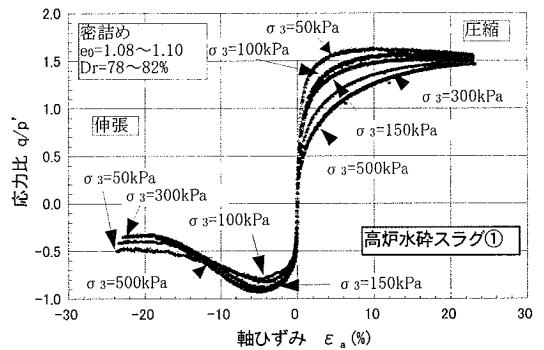


図-4(b) 応力比-軸ひずみ関係 (高炉水砕スラグ、密詰め)

試験(ひずみ速度0.3%/min)を行った。また、高炉水砕スラグを地盤改良材として用いる場合、伸張側の応力が作用することも想定されることから、ここでは排水三軸伸張試験(ひずみ速度0.3%/min)も行った。図-4(a)~(d)は応力比 $q/p'$ と軸ひずみ $\epsilon_s$ の関係を示したものである。ここに $q = \sigma_1 - \sigma_3$ 、 $p' = (\sigma_1' + 2\sigma_3')/3$ である。

図-4(a), (b)は、高炉水砕スラグのそれぞれ緩詰め試料、密詰め試料についての結果である。両図より、拘束圧の増加とともに応力比 $|q/p'|$ は減少することがわかる。図-4(c), (d)は玄海砂の緩詰め試料、密詰め試料の結果であって、玄海砂においても拘束圧の増加とともに $|q/p'|$ は減少するが、その程度は高炉水砕スラグに比較して小さいことがわかる。また、圧縮試験と伸張試験を比較した場合、拘束圧の増加に伴う $|q/p'|$ の減少の程度は圧縮側が大きくなっている。この原因として、伸張試験に比べて圧縮試験の方が平均有効応力の増加が大きいことから、後述するように、せん断中の粒子破碎による影響が考えられる。

一方、図-5(a)~(d)は、体積ひずみ $\epsilon_v$ と軸ひずみ $\epsilon_s$ の関係を示したもので、それぞれ高炉水砕スラグの緩詰め試料、密詰め試料、玄海砂の緩詰め試料、密詰め試料についての結果である。いずれの場合において

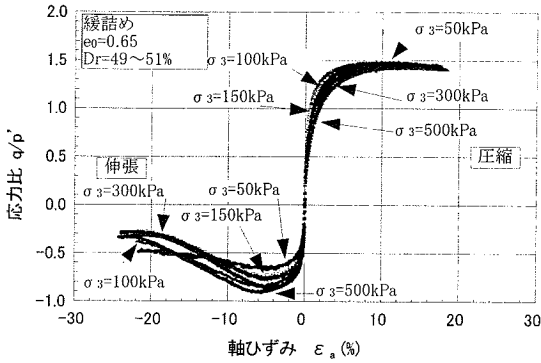


図-4(c) 応力比-軸ひずみ関係(玄海砂, 緩詰め)

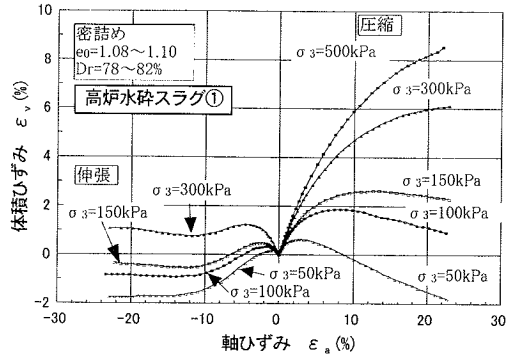


図-5(b) 体積ひずみ-軸ひずみ関係(高炉水砕スラグ, 密詰め)

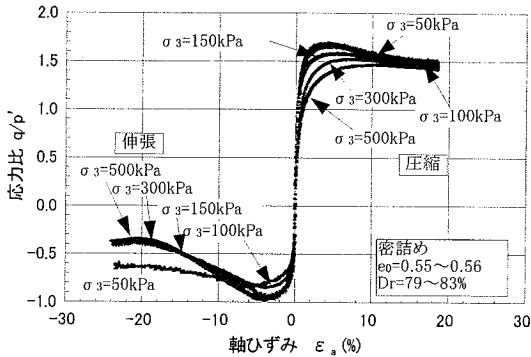


図-4(d) 応力比-軸ひずみ関係(玄海砂, 密詰め)

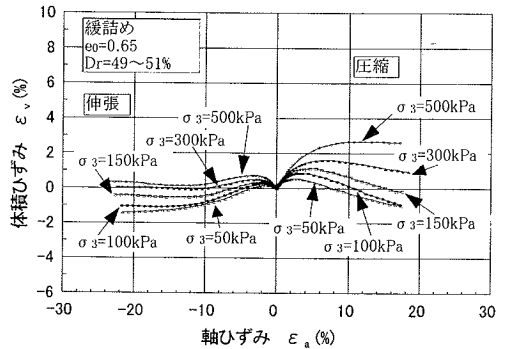


図-5(c) 体積ひずみ-軸ひずみ関係(玄海砂, 緩詰め)

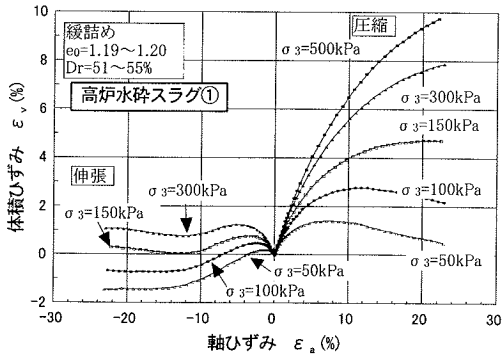


図-5(a) 体積ひずみ-軸ひずみ関係(高炉水砕スラグ, 緩詰め)

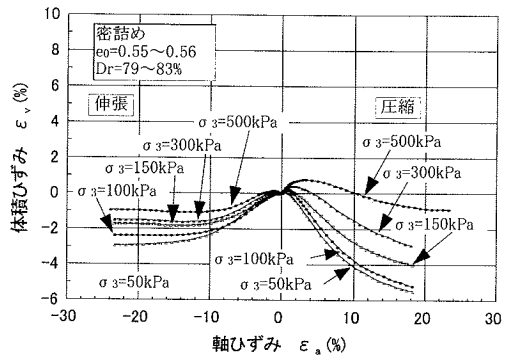


図-5(d) 体積ひずみ-軸ひずみ関係(玄海砂, 密詰め)

も、拘束圧の増加とともに体積は収縮側に向かうが、高炉水砕スラグにおいてはその程度が玄海砂に比較して大きいことがわかる。

このことは、拘束圧の増加に伴って、ダイレイタンスーに起因した強度増加が抑制されることを意味しており、その一因として粒子の破碎の影響が考えられる。

そこで、三軸圧縮試験前後の試料について粒度試験を行い、粒子破碎の程度について調べた。試験後の粒度試験は、供試体の上端部および下端部を除いた中央部分の試料について行った。図-6は高炉水砕スラグおよび玄海砂の密詰め試料について、拘束圧 500kPa に対する粒径加積曲線を示したものである。同図によると

試験後の粒度分布はいずれも試験前と比較して左方にあり、せん断により粒子破碎が生じていることがわかる。その程度は明らかに高炉水砕スラグの方が大きい。粒子破碎の程度を定量的に判断するため、ここでは粒子破碎率(B)<sup>22)</sup>を求めた。粒子破碎率(B)は試料の各ふるい目毎の残留率の差(Δ<sub>i</sub>)を求め、[(試験後の残留率) - (試験前の残留率)]について、正の値のみを合計して得られる。図-6において、高炉水砕スラグの粒子破碎率はB=29%であり、玄海砂はB=6%であることより、高炉水砕スラグの粒子破碎率は玄海砂と比べて大きいといえる。このことから、高炉水砕スラグにおいては今回用いた低拘束圧の領域においても拘束圧の増

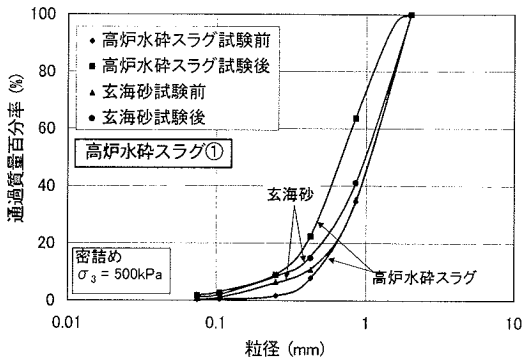


図-6 三軸圧縮試験前後の粒径加積曲線の変化

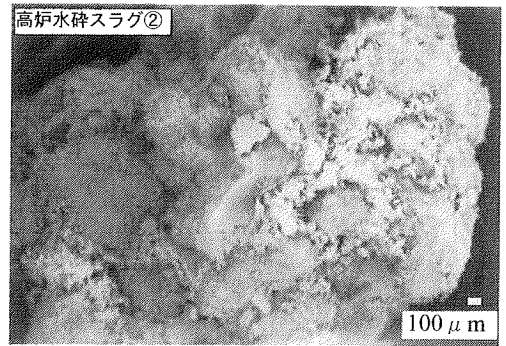


写真-2 高炉水砕スラグの電子顕微鏡写真 (硬化後)

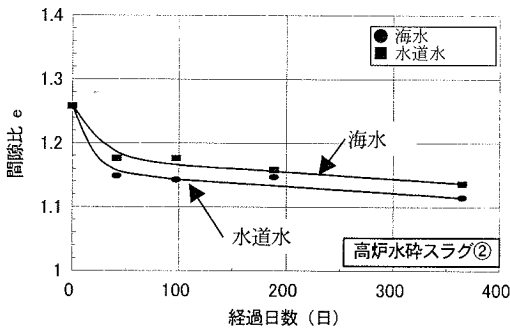


図-7 間隙比の経時変化

加に伴って粒子破碎が進行し、応力比の減少が生じたと考えられる。なお、ここでは緩詰め供試体についての結果は得られていないが、図-4、図-5の結果から、緩詰めの場合においても同様の傾向を示すと考えられる。一方、玄海砂においては今回用いた拘束圧のレベルが低いためにせん断中に生じる粒子破碎が相対的に小さく、結果として高炉水砕スラグにおいてみられた現象が顕著に現れなかったものと考えられる。

### 3. 潜在水硬性が高炉水砕スラグの物理特性および強度・透水特性に及ぼす影響

#### (1) 潜在水硬性が高炉水砕スラグの強度・透水特性に及ぼす影響

高炉水砕スラグの硬化に伴う強度・透水性の変化について明確にすることを目的として、海水中および水道水中で長期間養生した高炉水砕スラグについて三軸圧縮試験および透水試験を行い、潜在水硬性が高炉水砕スラグの強度・透水特性に及ぼす影響を調べた。

試験に使用した試料は表-2に示した高炉水砕スラグ②である。ここでは、潜在水硬性が特に緩詰め状態においてどのように発揮されるかを明らかにすることを

目的として、供試体は所定の間隙比（初期間隙比  $e_0 = 1.26$ ）になるように気乾状態の高炉水砕スラグを三軸試験用モールド（直径 50mm，高さ 100mm），および透水試験用モールド（直径 150mm，高さ 100mm）に詰めた後、海水中および水道水中にて養生した。

養生期間は 0 日～1 年の間で変化させ、所定期間養生後に脱形し、圧密排水三軸圧縮試験および定水位透水試験を行った。三軸圧縮試験では拘束圧を 24.5kPa，49.0kPa，98.0kPa および 196.0kPa とし、背圧は 196.0kPa，ひずみ速度は 0.3%/min とした。

図-7 は養生に伴う間隙比の経時変化を示したものである。同図より、海水養生、水道水養生いずれも養生期間の増加とともに、水和物等の生成に起因すると考えられる間隙比の低下が見られる。

写真-2 は 365 日養生後における高炉水砕スラグの電子顕微鏡写真である。写真-1 に示した未硬化状態の写真と比較すると、粒子表面の気泡が見られなくなり、ケイ酸カルシウム水和物等の生成物<sup>23)</sup>が付着しているのが確認できる。

図-8 (a)，(b) は海水養生の場合の三軸圧縮試験時の応力比  $q/p'$  と軸ひずみ  $\epsilon_a$  の関係を示したもので、0～365 日養生供試体についての結果である。また、図-9 (a)，(b) は体積ひずみ  $\epsilon_v$  と軸ひずみ  $\epsilon_a$  の関係を示したものであり、それぞれ拘束圧が 24.5kPa，196kPa についての結果である。365 日経過後は低拘束圧においては粒子間の結合力が発揮されて膨張傾向を示すとともに大ひずみにおいても強度が保持されている。これに対して、拘束圧が大きくなるとひずみの増加とともに体積が収縮して一定の強度比に収束する傾向がある。これは、潜在水硬性によって形成された団粒構造が破壊したためと考えられる。

図-10 は最大せん断応力時の軸ひずみと養生期間の関係を示したもので、時間の経過とともに軸ひずみが減少している。そこで、割線弾性係数  $E_{50}$  を求め養生期

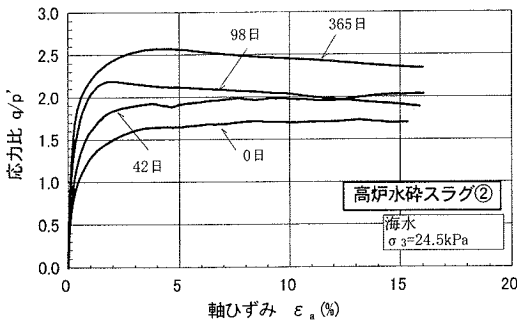


図-8(a) 応力比-軸ひずみ関係 ( $\sigma_3=24.5\text{kPa}$ )

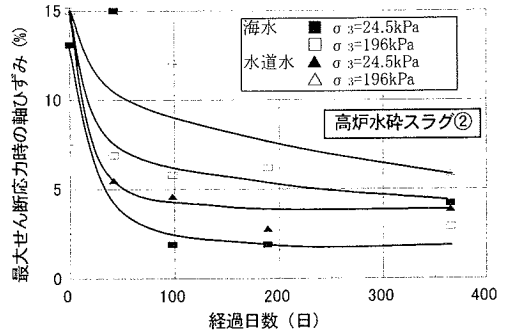


図-10 最大せん断応力時の軸ひずみの経時変化

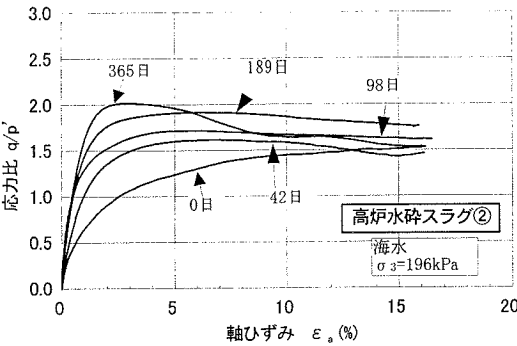


図-8(b) 応力比-軸ひずみ関係 ( $\sigma_3=196\text{kPa}$ )

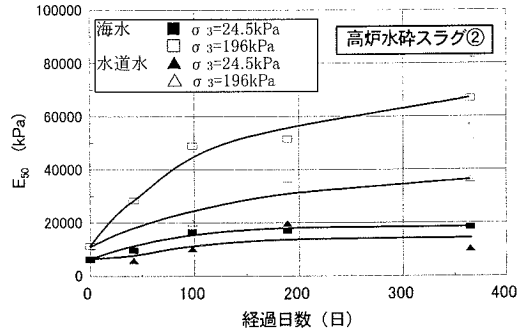


図-11  $E_{50}$  の経時変化

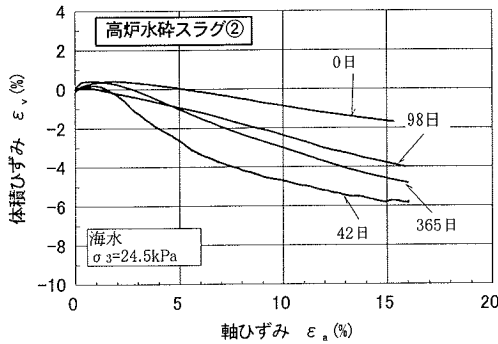


図-9(a) 体積ひずみ-軸ひずみ関係 ( $\sigma_3=24.5\text{kPa}$ )

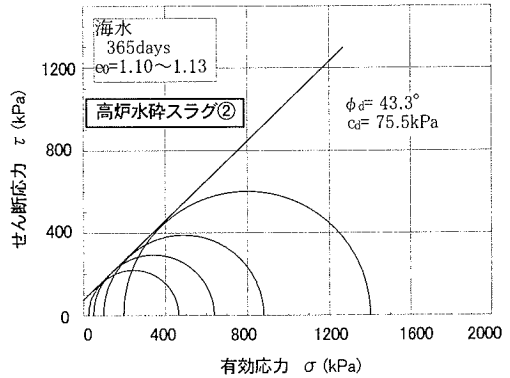


図-12 モール円 (海水養生, 365日後)

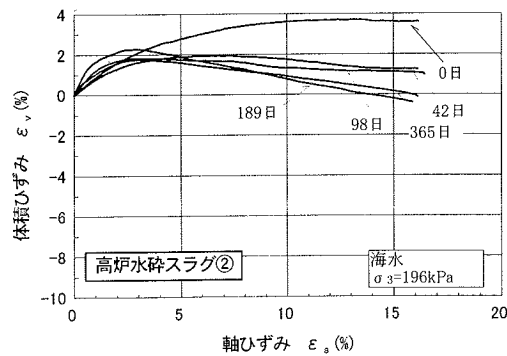


図-9(b) 体積ひずみ-軸ひずみ関係 ( $\sigma_3=196\text{kPa}$ )

間との関係で示したものが図-11 である。図中には水道水養生の結果も示している。同図より、ばらつきはあるが、特に高拘束圧の場合においては時間の経過とともに  $E_{50}$  は増加しており、潜在水硬性発現により剛性も増加することがわかる。

これらの傾向は水道水養生においても同様にみられ、時間とともに潜在水硬性が発現したことを示している。

図-12 は海水中で 365 日間養生した供試体のモールの応力円を示したものである。潜在水硬性の発現により粘着力成分が増加することはこれまでも報告されている<sup>3)</sup>が、図-12 においても包絡線は明らかに原点を通らず、潜在水硬性により粘着力が生じていることが

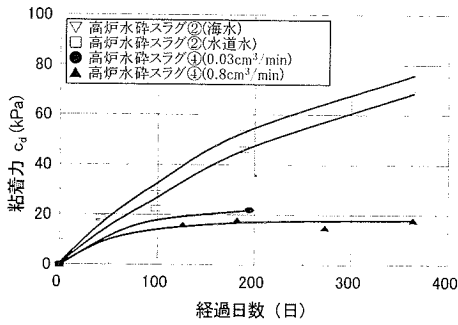


図-13 粘着力の経時変化

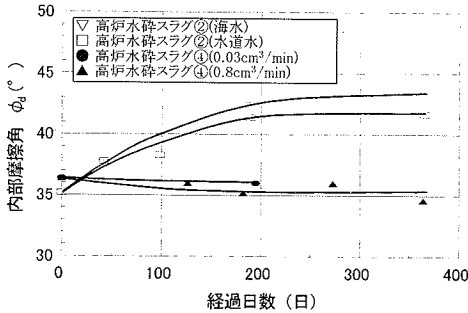


図-14 内部摩擦角の経時変化

わかる。

図-13、図-14 はそれぞれ拘束圧が 25~200kPa の範囲の試験結果をもとに図-12 と同様にして求めた粘着力および内部摩擦角の経時変化を示したものである。図中には通水養生の結果を●印、▲印で示しているが、この点については次節で述べる。▽印は海水養生、□印は水道水養生の結果であるが、いずれにおいても時間とともに粘着力  $c_a$  および内部摩擦角  $\phi_i$  は増加し、海水と水道水を比較すると海水養生の値が大きくなっている。この原因については明確ではないが、海水中のイオンの影響によるものと考えられる。また、粘着力は 365 日経過時においても直線的に増加するのに対し、内部摩擦角は一定値に収束する傾向が見られる。

図-15 は、透水係数の経時変化を示したものである。初期における透水係数は  $10^{-1}$  cm/s オーダーであるが、時間経過とともに低下し 365 日経過時には初期の 1/10 程度となっている。これは、先述したように潜在水硬性の発現に伴って、粒子表面に水和生成物が付着し、間隙比が低下したためと考えられる。しかしながら、この状態においても表-3 に示したように玄海砂と同程度の透水性を有している。また、透水係数は養生初期に著しい低下が生じ、養生期間が長くなるにつれて一定値に収束する傾向が見られる。すでに潜在水硬性発現に伴う透水性の低下は締固め方法によって異なり、緩詰め試料では 1/10 程度、密詰め試料では 1/20 程度

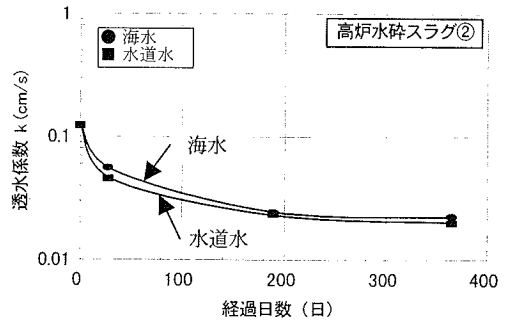


図-15 透水係数の経時変化<sup>21)</sup>

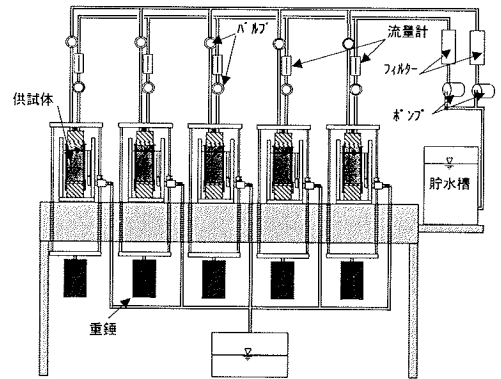


図-16 養生試験装置

であるとの報告<sup>19)</sup>があり、また、港湾工事において構造物背後の裏込め材料として高炉水砕スラグを用いた場合について透水係数の経時変化を調べたところ、6~10 年後においても透水係数は  $10^{-3}$  cm/s オーダーである<sup>20)</sup>ことも報告されており、これらの傾向と一致している。

## (2) 高炉水砕スラグの潜在水硬性に及ぼす浸透の影響

土粒子間の水の移動がない場合、高炉水砕スラグは時間の経過とともに硬化して強度が増加し、透水性が低下することを示した。しかし、高炉水砕スラグを低置換率SCP工法あるいはSD工法におけるドレーン材として使用した場合、ドレーン内は粘土の圧密に伴う排水によって浸透状態にあって、養生水が静止している状態とは異なる。そこで、高炉水砕スラグ粒子間が定常浸透状態にある場合における潜在水硬性の発現と浸透水の pH の変化について新たに養生試験装置を作製して調べた。

用いた養生試験装置の概要を示したものが図-16で、個々の養生容器の構造を示したものが図-17である。供試体は直径 50mm、高さ 100mm の円柱形で、供試体の上面および下面には多孔板を有する載荷板および底板

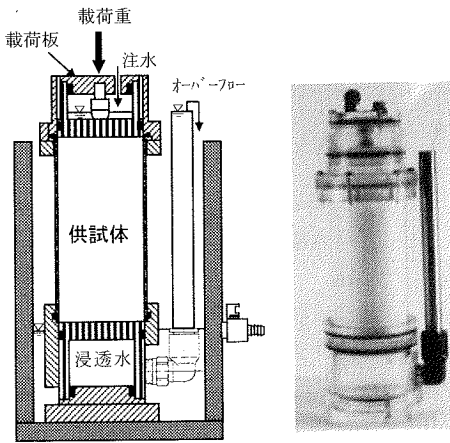


図-17 養生容器

がある。注水は供試体の上部から行い、排水は供試体底部に設けられた排水管の上部からオーバーフローさせて行った。

供試体は表-2 に示した高炉水砕スラグ④を所定の相対密度 ( $D_r=80\%$ ) となるようにモールドに詰めて作製した。供試体に負荷する鉛直応力は  $50\text{kPa}$  とし、載荷重は図-17 の載荷板に負荷した。ここでは供試体の相対密度として  $80\%$  を設定したが、これは S C P 杭の相対密度に対応する。

養生中は供試体に所定の流量の海水を注入して供試体内を定常浸透状態に保った。流量は、S D 打設地盤 (杭間隔  $1.8\text{m}$ 、杭径  $0.5\text{m}$ 、4 ヶ月間での沈下量約  $4\text{m}$ ) における平均流量  $0.8\text{cm}^3/\text{min}$ 、および S C P 打設地盤 (杭間隔  $1.8\text{m}$ 、杭径  $2\text{m}$ 、4 ヶ月間での沈下量約  $2.5\text{m}$ ) における圧密終期の流量  $0.03\text{cm}^3/\text{min}$  とした。

養生期間は最長 1 年間とし、所定の養生期間経過後、定水位透水試験および排水三軸圧縮試験を行った。

図-18 は  $0.03\text{cm}^3/\text{min}$  の流量で 6 ヶ月間養生した供試体、および 0 日養生供試体について排水三軸圧縮試験によって得た応力比～軸ひずみの関係である。同図より、定常浸透状態に保った場合、6 ヶ月経過しても応力比に大きな変化は見られない。

また、粘着力  $c_d$ 、内部摩擦角  $\phi_d$  の経時変化については先述した図-13 および図-14 に示している。図-13 より、定常浸透状態に保った場合、約 4 ヶ月経過すると  $c_d$  は通水量にかかわらず  $c_d = 20\text{kPa}$  程度まで増加するが、非通水の場合はさらに大きくなっており、潜在水硬性による強度発現の違いが見られる。一方、 $\phi_d$  についても、非通水の場合は増加傾向を示すのに対して、定常浸透の場合はほぼ一定になっている。これは、高炉水砕スラグは間隙水が高い pH を維持した場合に潜在水硬性発現による固結が生じるが<sup>20)</sup>、通水を行っ

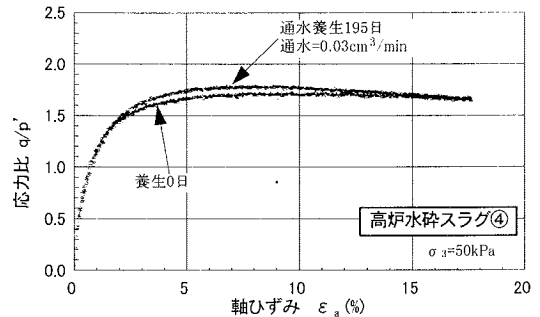


図-18 通水が応力比～軸ひずみ関係に及ぼす影響

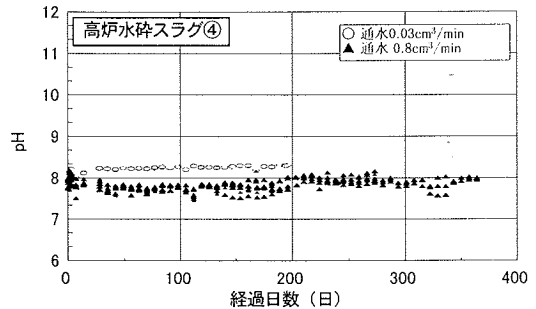


図-19 通水時の pH の経時変化

た場合には間隙水の pH の上昇が抑制され、潜在水硬性発現に伴う固結の程度が低下したと考えられる。

高炉水砕スラグを低置換率 S C P 工法あるいは S D 工法に適用した場合、砂杭周辺の粘土から排水された水は高炉水砕スラグ中を浸透した後、海中に放出される。

そこで、高炉水砕スラグ内を常に通水させた場合の pH の変化について調べた。

図-19 は、供試体内を浸透し養生容器からオーバーフローした養生水 (初期の  $\text{pH}=8.0$ ) の pH の経時変化を示したものである。通水の場合、養生水の pH は通水量  $0.8\text{cm}^3/\text{min}$  に比べて通水量  $0.03\text{cm}^3/\text{min}$  の方が若干大きいものの海水の pH とほぼ等しく、また時間が経過しても pH はほとんど変化しないことがわかる。このことは、先述の潜在水硬性の発現抑制が通水養生に起因することを示している。

#### 4. 高炉水砕スラグの低置換率サンドコンパクションパイル工法への適用

締固めを伴わない S D 工法において高炉水砕スラグを適用した場合、前述した室内試験の結果から、施工直後においては高い透水性はあるが砂杭としての強度は期待でないものの、海砂を使用した S D 工法と同等



の排水効果が得られることが推定される。また、高炉水砕スラグは、図-13 に示したように浸透状態においても時間とともに硬化することから、長期的には強度増加し、その場合においても海砂と同等の透水性が確保できると推定される。このことは、強度と透水性が要求される低置換率SCP工法と同等の効果を有することを示している。そこで、この考え方に沿った設計計算の試みを行った。

### (1) 設計計算式への適用

低置換率SCP工法における設計の基本的な考え方は、各基準書<sup>例えは 25), 26)</sup>に示されている。これらの基準書では、海砂等を使用したドレーン材料の場合、原則として内部摩擦角 $\phi_d=30^\circ$ を有する材料を使用することを前提としている。したがって、使用する材料によっては $\phi_d \geq 30^\circ$ を期待できる場合もあるが、材料の不均一性、および設計段階において材料を特定することが困難であることなどから、安全側に $\phi_d=30^\circ$ としている。また、透水係数は使用する材料によって異なり、場合によってはウェルレジスタンスを考慮することもある。砂杭の強度および透水係数は設計を行う上で重要な定数であり、材料を特定することができれば、その材料が持つ特性を設計計算式に反映することにより経済的となる場合もあり、基準書<sup>25)</sup>によっては材料を特定した場合は実測に近い内部摩擦角の使用を認めている。

#### a) 複合地盤の強度評価式と圧密方程式

低置換率SCP工法においては、複合地盤のせん断強度式として次式<sup>25)</sup>が用いられる。

$$\tau = (1-a_s)(c_0+k \cdot z+\mu_c \cdot \sigma_z \cdot \Delta c / \Delta p \cdot U) + (\gamma_s \cdot z+\mu_s \cdot \sigma_z) \cdot a_s \cdot \tan \phi_s \cdot \cos^2 \theta \quad (1)$$

ただし、 $\tau$ ：単位面積当たりせん断抵抗力(kPa)

$a_s$ ：置換率  $A_s/A$ 、 $A_s$ ：砂杭の面積( $m^2$ )

$A$ ：砂杭と粘性土の面積( $m^2$ )

$c_0+k \cdot z$ ：原地盤の粘着力(kPa)、 $k$ ：定数

$z$ ：改良地盤上面からすべり面までの深さ(m)

$\mu_s, \mu_c$ ：応力集中(低減)係数

$\mu_s = \sigma_s / \sigma = m / \{1+(m-1)a_s\}$

$\mu_c = \sigma_c / \sigma = 1 / \{1+(m-1)a_s\}$

$m$ ：応力分担比、 $m = \sigma_s / \sigma_c$

$\sigma_s$ ：砂杭の応力(kPa)、 $\sigma_c$ ：粘性土の応力(kPa)

$\sigma$ ：平均応力(kPa)

$\sigma_z$ ：改良地盤上面の平均荷重(kPa)

$\Delta c / \Delta p$ ：強度増加率、 $U$ ：平均圧密度

$\gamma_s$ ：砂杭の単位体積重量( $kN/m^3$ )

$\phi_s$ ：砂杭の内部摩擦角( $^\circ$ )

$\theta$ ：すべり面と水平面のなす角( $^\circ$ )

図-13 において、粘着力は定常浸透状態と非通水の場合で増加の傾向が異なることを示した。特に相対密度が80%の結果ではあるが、定常浸透状態の場合においても $c_d \geq 10kPa$ を得ることができた。また、内部摩擦角についても同様に図-14 から $\phi_d \geq 35^\circ$ が得られた。緩詰め状態で浸透させた場合の $c_d$ を決定するためには、さらに多くの実験が必要であるが、高炉水砕スラグ+粘土の複合地盤のせん断抵抗力 $\tau$ は次式のように表わされる。

$$\tau = (1-a_s)(c_0+k \cdot z+\mu_c \cdot \sigma_z \cdot \Delta c / \Delta p \cdot U) + (\gamma_s \cdot z+\mu_s \cdot \sigma_z) \cdot a_s \cdot \tan \phi_s \cdot \cos^2 \theta + a_s \cdot c_s \quad (2)$$

ここに $c_s$ ：硬化した高炉水砕スラグの粘着力(kPa)

すなわち、高炉水砕スラグが未硬化の場合は式(1)を適用し、硬化後は式(2)を適用することとなる。式(1)と式(2)の切換え時期については、ドレーン打設に伴う地盤の乱れの回復、および施工時の安全性を考慮して決定する必要がある。

一方、ドレーンに応力集中がある場合の中空円柱の圧密方程式は次式で表わされる<sup>27)</sup>。

$$\partial u / \partial t - c_v (\partial^2 u / \partial r^2 + 1/r \cdot \partial u / \partial r) = d \psi / dt \quad (3)$$

ここに、 $\psi(t) = 1/m_v \cdot e(r, t) + u(r, t)$

$= \sigma_i + 2\mu(\varepsilon_j + \varepsilon_k)$

$=$ 一定(場所的に)

ただし、 $i, j, k$ は互いに直交する3方向を示す。

この圧密方程式を解くために、砂杭の変形は弾性的であり砂杭内の応力は一様であること、および砂杭外周面の変位が生じないこと条件から、下式が得られる<sup>27)</sup>。

$$\psi(t) = \alpha_1 \cdot u(t) + \beta_1 \cdot p(t) \quad (4)$$

$$1/m_v \cdot \varepsilon_z(t) = \alpha_2 \cdot u(t) + \beta_2 \cdot p(t) \quad (5)$$

$$p_1(t) = \alpha_3 \cdot u(t) + \beta_3 \cdot p(t) \quad (6)$$

$$p_2(t) = \alpha_4 \cdot u(t) + \beta_4 \cdot p(t) \quad (7)$$

$$\sigma_r(r_w, t) = \alpha_5 \cdot u(t) + \beta_5 \cdot p(t) \quad (8)$$

$$1/(r_w \cdot m_v) \cdot u_r(r_w, t) = \alpha_6 \cdot u(t) + \beta_6 \cdot p(t) \quad (9)$$

$\alpha_i$  および  $\beta_{i(i=1 \sim 6)}$  は応力集中がある場合の圧密過程を特徴づける定数であり、 $\psi(t), u(t), p(t), \varepsilon_z(t), p_1(t), p_2(t), \sigma_r(r_w, t), u_r(r_w, t)$  はそれぞれ、圧密ポ

表-4 検討条件一覧

Case	$a_s$	$\gamma_c$ ( $\text{kN/m}^3$ )	$\Delta C/\Delta P$	$\sigma_z$	U	地盤条件 材料
	m	$\gamma_s$ ( $\text{kN/m}^3$ )	c (kPa)	$\phi_s$ ( $^\circ$ )	$c_s$ (kPa)	
1-1	0.25	5	0.3	100	0.8	初期地盤 スラグ
	3	7	1.5z	35	10	
1-2	0.25	5	0.3	100	0.8	初期地盤 海砂
	3	10	1.5z	30	0	
2-1	0.25	5	0.3	100	0.8	段階施工中 スラグ
	3	7	30+1.5z	35	10	
2-2	0.25	5	0.3	100	0.8	段階施工中 海砂
	3	10	30+1.5z	30	0	

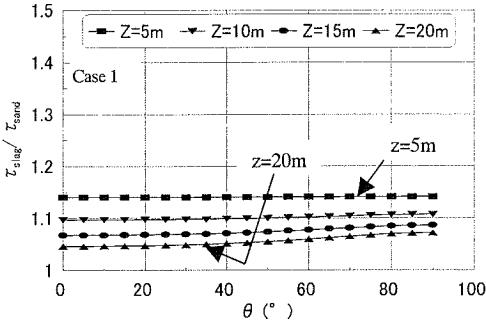


図-20  $\tau_{slag}/\tau_{sand}$  (Case 1)

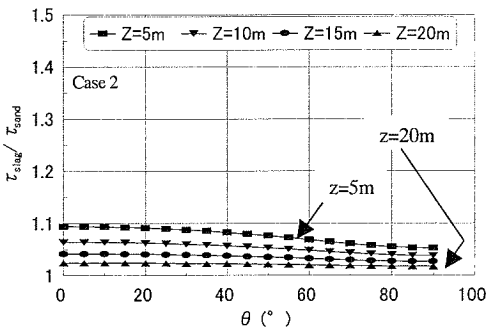


図-21  $\tau_{slag}/\tau_{sand}$  (Case 2)

テンシャル, 平均間隙水圧, 平均荷重, 直方向ひずみ, 砂杭に作用する荷重, 端面における平均直応力, 円周方向応力, 間隙水圧である。

b) 設計計算例 ①

ここでは, 式(2)において粘着力項  $a_s \cdot c_s$  および  $\phi_s$  がせん断抵抗力  $\tau$  に及ぼす影響について検討する。

表-4は検討条件を示したもので, Case 1-1, Case 1-2は粘性土地盤の強度が小さい工事開始直後の地盤を想定し, Case 2-1, Case 2-2は段階施工途中において粘性土地盤の強度が増加した状態を想定しており, それぞれ高炉水砕スラグ, 海砂を対象としたものである。各ケースについて, 高炉水砕スラグを使用した場合の深度  $z = 5, 10, 15, 20\text{m}$  におけるすべり面と水平面との角  $\theta = 0 \sim 90^\circ$  をなす面上に作用するせん断抵抗力  $\tau_{slag}$

表-5  $\alpha_i, \beta_i$

Case 1-1					
$G_s(\text{未硬化})/G_c=4.7$			$G_s(\text{硬化})/G_c=9.3$		
$\alpha_1$	0.40	$\beta_1$	0.63	$\alpha_1$	0.58
$\alpha_2$	-0.50	$\beta_2$	0.56	$\alpha_2$	-0.32
$\alpha_3$	-1.30	$\beta_3$	2.10	$\alpha_3$	-1.90
$\alpha_4$	0.47	$\beta_4$	0.60	$\alpha_4$	0.62
$\alpha_5$	0.52	$\beta_5$	0.38	$\alpha_5$	0.67
$\alpha_6$	-0.22	$\beta_6$	0.88	$\alpha_6$	-0.16
Case 2-1					
$G_s(\text{未硬化})/G_c=1.6$			$G_s(\text{硬化})/G_c=3.2$		
$\alpha_1$	0.12	$\beta_1$	0.85	$\alpha_1$	0.30
$\alpha_2$	-0.71	$\beta_2$	0.81	$\alpha_2$	-0.57
$\alpha_3$	-0.60	$\beta_3$	1.00	$\alpha_3$	-1.00
$\alpha_4$	0.25	$\beta_4$	0.83	$\alpha_4$	0.38
$\alpha_5$	0.32	$\beta_5$	0.44	$\alpha_5$	0.44
$\alpha_6$	-0.32	$\beta_6$	0.78	$\alpha_6$	-0.25

$\nu_c = \nu_s = 0.3, n = 1.8$

と海砂についてのせん断抵抗力  $\tau_{sand}$  を比較した。

図-20は, Case 1について,  $\tau_{slag}/\tau_{sand}$  と  $\theta$  の関係を示したものである。同図によると,  $\tau_{slag}/\tau_{sand}$  は深度が浅い程大きくなっており, いずれも  $\tau_{slag} > \tau_{sand}$  となっている。また,  $\theta$  の増加とともに  $\tau_{slag}/\tau_{sand}$  は大きくなる傾向がある。これは, せん断抵抗力を求める際に, 深度が浅いほど, また  $\theta$  が大きいほど粘着力成分の占める割合が大きいためである。

図-21は, Case 2について,  $\tau_{slag}/\tau_{sand}$  と  $\theta$  の関係を示したものである。 $\tau_{slag}/\tau_{sand}$  は, 図-20と同様に深度が浅い程大きい,  $\theta$  の増加とともに  $\tau_{slag}/\tau_{sand}$  は減少する傾向がある。また, 図-20と図-21を比較すると,  $\tau_{slag}/\tau_{sand}$  はCase 2(図-21)が小さくなっている。これは, 杭間粘土の強度が圧密によって増加することにより高炉水砕スラグの粘着力の影響が相対的に小さくなるためである。

ただ, 高炉水砕スラグが未硬化状態および硬化後いずれにおいても海砂を用いた場合より大きい安全率を確保できることが図-20と図-21よりわかる。

c) 設計計算例 ②

表-4のCase 1-1, Case 2-1について, 式(4)~(9)の  $(\alpha_i, \beta_i)_{i=1 \sim 6}$  を吉国によって示された図表<sup>27)</sup>を用いて求めた。表-5はその結果を示したものである。ここで, 高炉水砕スラグのせん断剛性率  $G_s$  はこれまでの試験結果から未硬化状態のせん断剛性率を  $G_s(\text{未硬化}) = 7,000\text{kPa}$ , 硬化後のせん断剛性率を  $G_s(\text{硬化}) = 14,000\text{kPa}$ <sup>28)</sup> とし, 粘土のせん断剛性率  $G_c$  は, 粘土の

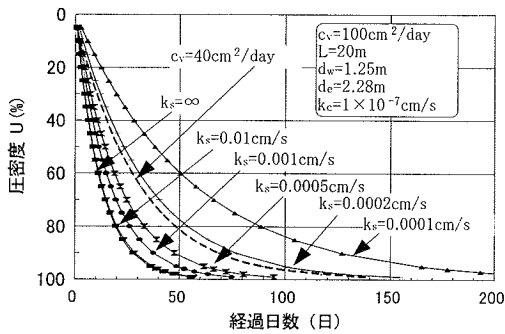


図-22 圧密度-時間関係

変形係数を  $E=100 \cdot c^{29}$  として求めた。ここに、 $c$  は粘土の粘着力である。また、置換率  $a_s=0.3$ 、ドレーン径  $d_w=1.25m$  と仮定し、ドレーン有効径  $d_c=2.28m$  より  $n=d_c/d_w=1.8$  とした。

表-5 に示した値を用いると、砂杭、粘土に加わる応力、間隙水圧値が得られる<sup>27)</sup>。特に、沈下低減率は  $\beta_2$  で与えられ、応力分担比  $m$  は  $(\beta_3/\beta_4)$  で表される。硬化した高炉水砕スラグにおいて、Case 1-1 では  $\beta$  ( $=\beta_2$ ) $=0.38$ 、 $m=6.7$ 、Case 2-1 では  $\beta$  ( $=\beta_2$ ) $=0.65$ 、 $m=2.5$  である。一方、海砂を使用した低置換率SCP工法では、 $a_s=0.3$  の場合、応力分担比  $m=3$ 、沈下低減率  $\beta=0.625$  が用いられており<sup>25)</sup>、高炉水砕スラグとほぼ等しい結果が得られる。このことは、高炉水砕スラグが硬化した場合においても、海砂を用いた現設計法と同等の取り扱いが出来ることを示している。

また、図-22 はドレーン径  $d_w=1.25m$ 、 $a_s=0.3$  ( $d_c=2.28m$ )、ドレーン長 20m、粘土の圧密係数  $c_v=c_{vi}=100cm^2/day$ 、粘土の透水係数を  $k_s=1 \times 10^{-7}cm/s$  とし、砂杭の透水係数が  $k_s=\infty \sim 1 \times 10^{-4}cm/s$  まで変化した場合の時間と圧密度の関係を示したものである。

低置換率SCP工法の設計において、砂杭打設時の粘性土の乱れ等に起因して生じる沈下の遅れは圧密係数を低減することにより評価している<sup>25)</sup>。そこで、図中には圧密係数を 0.4 倍<sup>25)</sup>に低減した場合の時間と圧密度の関係も示している。なお、このときの砂杭の透水係数は  $k_s=\infty$  とした。

同図より、砂柱の透水係数が低下すると次第に時間遅れが著しくなり、 $k_s=2 \times 10^{-4}cm/s$  より低下すると時間遅れが顕著となる。しかしながら、 $k_s=2 \times 10^{-4}cm/s$  まで低下した場合においても低置換率SCP工法の設計で採用している圧密係数の低減を行った場合の沈下速度とほぼ等しくなっている。高炉水砕スラグをサンドドレーンとして打設した場合の17ヶ月後の透水係数は  $k_s=2 \times 10^{-4} \sim 1 \times 10^{-3}cm/s$  程度であったとの報告<sup>30)</sup>もあり、現行の海砂を用いた設計と同等かそれ以上の圧密

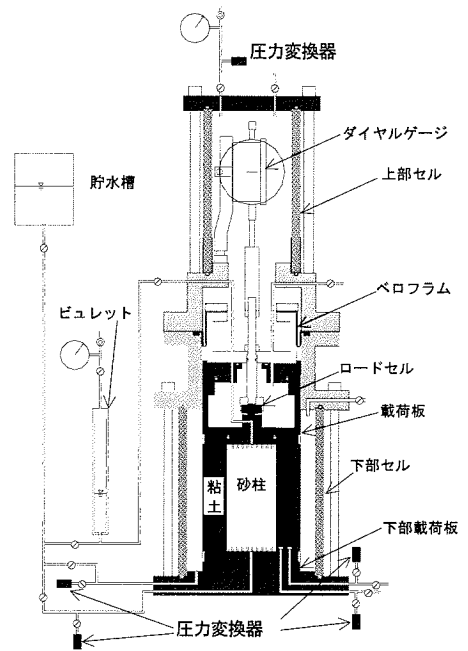


図-23 砂杭-粘土複合地盤の  $K_0$  圧密試験装置

速度が期待できる。

## (2) 高炉水砕スラグを用いた砂杭-粘土複合地盤の $K_0$ 圧密試験

低置換率SCP工法における砂杭の材料として高炉水砕スラグを使用した場合、潜在水硬性の発現による砂杭の硬化を式(2)によって表現する手法を示したが、ここでは、砂+粘土複合地盤について载荷が可能な装置を開発して実験的検証を試みた。

### a) 試験装置および供試体

図-23 は試験装置の概要を示したものである。供試体は直径100mmの粘土の中心部に直径50mmの円形孔をトリマーによって設け、後述する高炉水砕スラグの砂柱を挿入したものであって、この場合、地盤の改良率は25%に相当する。この装置は、供試体の直径とピストンロッドの直径が等しいこと、およびセル水は剛なセルで拘束されていることから  $K_0$  条件下での試験が可能である。また、上部载荷板は砂杭部と粘土部の分離構造とし、砂杭部分の载荷板にはロードセルを取り付けることにより砂杭が分担する荷重を測定可能である。

供試体の間隙水圧は、図-24 に示すように供試体底部の3カ所で測定した。

試験に使用した粘土は横浜湾で採取した再構成海性粘土 ( $\rho_s=2.757g/cm^3$ ,  $w_L=93.1\%$ ,  $I_p=53.1$ ,  $Cc=1.0$ ) である。

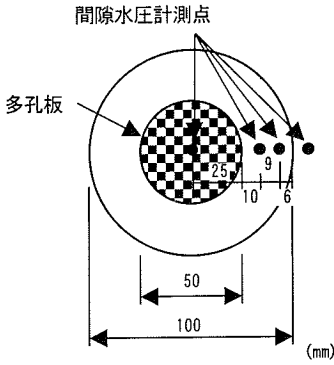


図-24 下部載荷板

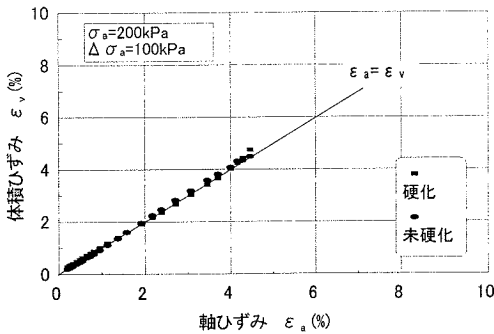


図-25 体積ひずみ-軸ひずみ関係

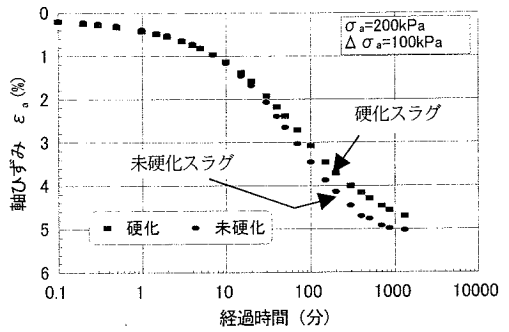


図-26 軸ひずみの経時変化

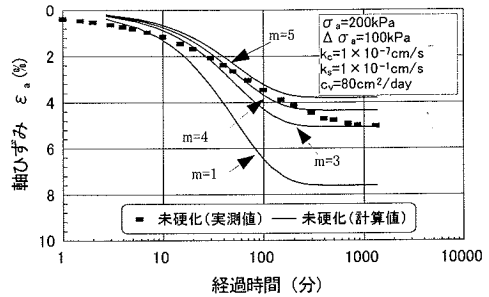


図-27 軸ひずみの経時変化  
(実測値と計算値の比較, 未硬化)

砂杭として用いた高炉水砕スラグは、表-2で示した高炉水砕スラグ①および高炉水砕スラグ③である。ここに、高炉水砕スラグ①は未硬化状態であり、直径50mm、高さ100mmのモールドに平均的なSD杭を想定し、相対密度 $Dr=60\%$ となるように詰めた。

また、硬化状態の杭は、高炉水砕スラグ③を、直径50mm、高さ100mmのモールドに相対密度 $Dr=60\%$ となるように詰め、海水を満たした容器内で約20ヶ月間密閉養生して作製したもので、図-13、図-14から明らかに硬化状態にある。そしてモールドを脱形した後、粘土中に挿入し供試体を作製した。

#### b) 試験方法

軸方向圧密圧力 $\sigma_a$ は30kPa、50kPa、100kPaおよび200kPaの4段階で段階的に载荷し、各圧密段階において供試体沈下量、体積変化量、間隙水圧、载荷重および砂杭分担荷重の経時変化を測定した。各圧密圧力での载荷は過剰間隙水圧の消散を確認するまでとし、背圧として100kPaを加えた。

#### c) 試験結果

図-25は、軸方向圧密圧力 $\sigma_a=200\text{kPa}$  負荷時の体積ひずみ $\varepsilon_v$ と軸ひずみ $\varepsilon_a$ の関係を示したものであって、圧密中は未硬化状態および硬化状態いずれにおいても $K_0$ 状態が保たれている。なお、図中において、 $\sigma_a$ は当該圧密過程での全圧密圧力を示し、前段階からの圧密

圧力の増分を $\Delta\sigma_a$ で表している。

図-26は軸方向圧密圧力200kPa 負荷時の経過時間と軸ひずみ $\varepsilon_a$ の関係を示したものである。同図より、約200分経過後より二次圧密的な沈下曲線を呈している。軸ひずみは硬化スラグが未硬化スラグより小さくなっており、砂杭の硬化によって沈下が抑制されることがわかる。図-27は未硬化状態における軸ひずみの実測値と応力分担比 $m=1, 3, 4, 5$ に対する式(3)の結果を示したものである。ここに、粘土の透水係数 $k_c$ および粘土の圧密係数 $c_v$ は圧密試験から求めたものであり、高炉水砕スラグの透水係数 $k_s$ は透水試験により求めたものである。沈下速度について実測値と式(3)の結果を比較すると、 $m=4$ の場合に比較的良好に一致している。一方、図-28は硬化した高炉水砕スラグのケースである。沈下速度は圧密初期においては実測値が大きい、沈下量は $m=5$ の場合と等しくなっており、未硬化の場合より粘土に働く応力が小さいことを示している。また、図-29は軸方向圧密圧力200kPa 負荷時に砂杭に働く鉛直応力( $\sigma_v$ )と粘土に働く鉛直応力( $\sigma_c$ )の経時変化を示したものである。実験中、供試体は等ひずみ状態にあることから、圧密中粘土に働く鉛直応力は円周方向に一律ではないが、ここでは平均の応力を示した。同図より、未硬化状態においては、圧密初期において応力分担率がほぼ1.0であるのに対して、硬化した高炉

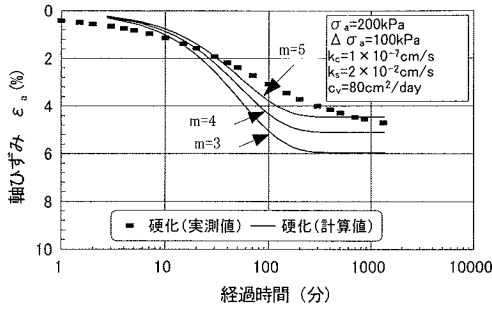


図-28 軸ひずみの経時変化  
(実測値と計算値の比較, 硬化)

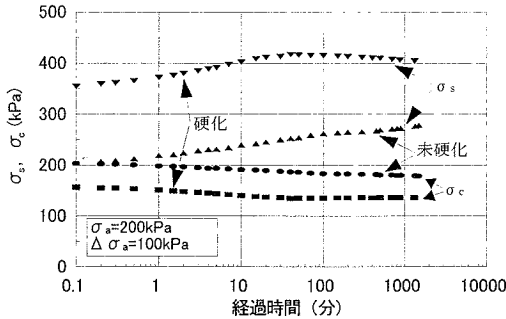


図-29 粘土と砂杭に作用する全応力の経時変化

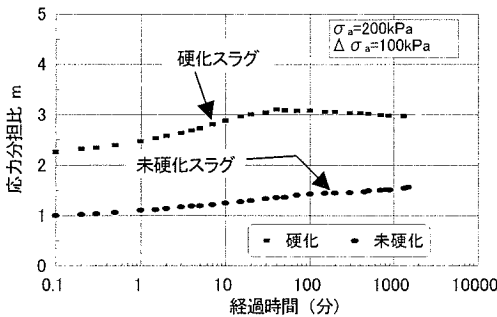


図-30 応力分担比の経時変化

水砕スラグでは、圧密初期においてすでに前段階の圧密により砂杭に応力集中が生じているが、圧密の進行とともにさらに応力集中が顕著になることがわかる。また、未硬化の高炉水砕スラグの場合においては、前段階までの圧密による応力集中は見られず、圧密の進行により砂杭への応力集中が見られるが、その程度は小さい。

図-30は応力分担比 $m(=σ_s/σ_c)$ の経時変化を示したものである。硬化した高炉水砕スラグの場合、圧密中 $m$ は徐々に増加し、 $m=3$ に収束している。一方、未硬化状態の高炉水砕スラグの場合、圧密初期の $m$ は小さく、また圧密中は増加するものの、明らかにその値は硬化した高炉水砕スラグより小さくなっている。図-30の結果と、図-27および図-28の結果が異なる原因として、圧密係数の設定、圧密モデルに起因した影響

等が考えられる。海砂等を使用した低置換率SCP工法の通常的设计において $m=3$ を用いるが、いずれの場合においても硬化した高炉水砕スラグの場合、 $m=3$ 程度以上となっていて、海砂等を使用した低置換率SCP工法と同等の沈下低減効果を期待できる。

なお、粘土からの排水に伴う砂杭の目詰まりの影響を調べるために、試験後の供試体の透水係数を測定したところ $k=2 \times 10^{-2} \text{cm/s}$ が得られた。この値は、表-3に示した未硬化の場合の透水係数 $(1.7 \sim 3.2 \times 10^{-1} \text{cm/s})$ の1/10程度であって、図-15に示した海水中で1年間養生した場合の透水係数とほぼ等しく、低置換率SCP工法のように粘土からの排水を伴う場合でも透水係数は大きく減少しないことを示している。

## 5. まとめ

高炉水砕スラグの潜在水硬性に着目し、その基本的性質を調べるとともに、高炉水砕スラグをSD工法として適用した時に自然砂を用いたSCP工法と同じ効果が得られるかどうかを検討した。その結果、以下の結論を得た。

- 1) 高炉水砕スラグの粒子破砕率は玄海産の海成砂より大きい。
- 2) 高炉水砕スラグを海水中または水道水中で養生すると、粘着力は時間の経過とともに増加するが、内部摩擦角は一定値に収束する傾向が見られる。また、透水係数は時間とともに低下し、初期状態の1/10程度となる。
- 3) 高炉水砕スラグ内が定常浸透状態にある場合、潜在水硬性が抑制される。
- 4) 高炉水砕スラグ内が定常浸透状態にある場合、時間経過してもpHは初期状態から変化しない。
- 5) 高炉水砕スラグを用いてSCP工法のような締固めを行うことなく砂杭を造成した場合、当初は海砂等を使用したSD工法と同等の排水効果が得られる。また、高炉水砕スラグが硬化すると、締固めを伴わないにもかかわらず、応力分担比は $m=3$ 以上となり、海砂等を用いた低置換率SCP工法と同等の応力低減効果が期待できる。
- 6) 相対密度が低い場合、高炉水砕スラグが硬化後も排水機能は確保できる。

以上の結果は室内試験に基づいて得られた知見であって、今後現場試験を実施する等して、その適用性について検証する必要がある。

謝辞：本研究の実験実施に際しては山口大学大学院修士生石倫明氏、片山章徳氏他の助力を得た。また、

本研究は中国建設弘済会、鉄鋼業環境保全技術開発基金、鉄鋼スラグ協会、山口県建設技術センター他の助成を受けて行った。末筆ながら感謝します。

#### 参考文献

- 1) 鉄鋼スラグ協会：鉄鋼スラグ統計年報，鉄鋼スラグ協会，2002。
- 2) 高炉セメントコンクリートの研究 第2章高炉スラグおよび高炉セメント：コンクリートライブラリー第25号，土木学会，1980。
- 3) 高橋邦夫：石灰炭および鉄鋼スラグの活用技術，港湾技術資料，No.886，pp.3-26，1997。
- 4) 佐藤勝久，福手勉，佐藤峰夫：潜在水硬性材料の空港舗装路盤としての評価，第13回土質工学研究発表会講演概要集，pp.1341-1344，1978。
- 5) 西勝，佐藤康文，南部光広：埋立地盤造成材料としての高炉水砕スラグの強度特性，土と基礎，Vol.30，No.12，pp.41-48，1982。
- 6) 西勝，中村憲正，佐藤康文，山田史郎，南部光広：鉄鋼スラグ地盤の諸特性観察結果(その2)－高炉水砕スラグについて－，第17回土質工学研究発表会講演概要集，pp.2649-2652，1982。
- 7) 西勝，佐藤康文，山田史郎，南部光広，後藤毅：高炉水砕スラグの土質特性，第17回土質工学研究発表会講演概要集，pp.2653-2656，1982。
- 8) 河野伊一郎，毛利博光，神原幸治，二町宣洋，斉藤碩碩：盛土材料としての水砕スラグ，材料，26巻，第290号，pp.23-29，1977。
- 9) 山本親志，嶋田洋二，河野伊一郎：通常転圧による水砕スラグの軽量土木用材としての適性，第38回土木学会年次学術講演会講演概要集，Ⅲ，pp.363-364，1983。
- 10) 山本親志，島崎信明，河野伊一郎：軽転圧による水砕スラグの軽量土木用材としての適性，第38回土木学会年次学術講演会講演概要集，Ⅲ，pp.367-368，1983。
- 11) 河野伊一郎，竹下祐二，昆野功，戸川准一，福田英靖：高炉水砕スラグにおける荷重分散角の算定に関する研究，第46回土木学会中国四国支部研究発表会講演集，pp.388-389，1994。
- 12) 河野伊一郎，遠藤隆，二町宣洋，昆野功：水砕スラグ地盤の土圧実験，第40回土木学会中国四国支部研究発表会講演集，pp.296-297，1988。
- 13) 河野伊一郎，遠藤隆，昆野功，高杉英則，藤井憲一：水砕スラグ地盤の土圧実験(その2)，第41回土木学会中国四国支部研究発表会講演集，pp.338-339，1989。
- 14) 輪湖建雄，及川研，松永康男，成瀬英治：1995年兵庫県南部地震による神戸港の被害とその復旧工法，土と基礎，Vol.44，No.3，pp.59-61，1996。
- 15) 松永康男，竹内大輔，戸川准一，昆野功，山中量一：岸壁裏埋材に利用された軽量地盤材料としての高炉水砕スラグの特性，第52回土木学会年次学術講演会講演概要集，Ⅲ，pp.654-655，1997。
- 16) 林一隆，有本勝二，日下部伸：高炉水さいを用いたプレハブ・ドレーン杭についての基礎実験，第13回土質工学研究発表会講演概要集，pp.1345-1348，1978。
- 17) 河野伊一郎，高田明，二町宣洋，渡辺茂身：水砕スラグによる軟弱土の改良，第14回土質工学研究発表会講演概要集，pp.725-728，1979。
- 18) 久我昂，三代賢，河本敬之，奥村博昭，長谷川元信，永瀬敏郎，竹田重三：地盤改良材としての鉄鋼スラグの利用，製鉄研究，第302号，pp.36-63，1980。
- 19) 佐藤康文，衣斐隆志，福田勇治：地盤改良材としての高炉水砕スラグの土質工学的性質とその経時変化について，第37回土木学会年次学術講演会講演概要集，Ⅲ，pp.601-602，1982。
- 20) (財)沿岸開発技術研究センター，鉄鋼スラグ協会：港湾工事用水砕スラグ利用手引書，1989。
- 21) 松田博，来山尚義，安藤義樹，中野恭夫：地盤工学において用いられる水砕スラグの特性，土と基礎，Vol.48，No.6，pp.22-24，2000。
- 22) Marsal, R. J. : Large scale testing of rockfill materials, *ASCE J. of Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol.93, SM2, pp.27-43, 1967。
- 23) 亀川恵子，中村恵子，吉田信之：微視的観察に基づく水砕スラグの一軸圧縮強度発現に関する一考察，第37回地盤工学研究発表会講演概要集，pp.687-688，2002。
- 24) 菊池喜昭，高橋邦夫：水砕スラグの力学特性の経年変化，港湾技研資料，No.915，1998。
- 25) (社)日本港湾協会：港湾の施設の技術上の基準・同解説(上巻)，pp.557-565，1999。
- 26) (社)日本道路協会：道路土工 軟弱地盤対策工指針，pp.156-164，1986.11。
- 27) 吉国洋：パーチカルドレーン工法の設計と施工管理，技報堂，1979。
- 28) 松田博，来山尚義，中野恭夫，高宮晃一，村上剛敏，大平尚美：高炉水砕スラグを用いた低置換率サンドコンパクションバイブル工法の設計法の提案，土木学会第57回年次学術講演会概要集，Ⅲ，2002。
- 29) 渡辺崇博，鈴木一正，菅原紀明，栃木博：現場技術者のための軟弱地盤対策工事ポケットブック，山海堂，1986。
- 30) 篠崎晴彦，松田博，宮本孝行：高炉水砕スラグおよび水砕スラグ・山砂混合材のサンドドレーン材の経時変化，土木学会第57回年次学術講演会概要集，Ⅲ，2002。

(2003.1.6 受付)

## STUDY ON GRANULATED BLAST FURNACE SLAG APPLYING TO THE GROUND IMPROVEMENT

Hiroshi MATSUDA, Naoyoshi KITAYAMA, Kouichi TAKAMIYA,  
Taketoshi MURAKAMI and Yasuo NAKANO

For using the granulated blast furnace slag (GBF-slag) as an alternative material to marine sand which has been so far used in the ground improvement, the changes of physical properties and permeability of GBF-slag that result from latent hydraulic properties were examined. As a result, it was clarified that the GBF-slag, when used to the sand column without the compaction in the ground improvement method, has characteristics similar to the marine sand column which is installed as the Sand Compaction Pile (SCP) method. Here a design procedure of low replacement SCP method using GBF-slag is proposed and its validity is confirmed by the newly developed sand-clay composite pile test apparatus.