

月惑星砂地盤への着陸衝撃力算定手法に関する研究

総合研究大学院大学 横山隆明

要約

月惑星砂地盤への着陸衝撃力算定手法に関する研究

本研究では、レゴリスといわれる細かい砂に覆われている月や惑星表面への着陸時の着陸衝撃力および沈下量を事前に算定する方法に関する研究を行った。

レゴリスのような細かい砂で覆われた地盤から受ける反力や沈下量を求めようとする時、砂のような粉粒体は変形時に連続体的挙動から非連続体的挙動を示すため、解析的に解くのは難しい。そのため地盤と機械との相互作用について研究しているテラメカニクス分野では、解析対象を模擬した実験を行い、得られた実験結果から地盤をモデル化し半経験式を導き、地盤の変形および抵抗を求める方法が良く用いられる。まず既存の研究の調査を行った結果、テラメカニクス分野で、砂地盤への着陸現象を扱っている研究は見当たらなかったが、着陸と似たような現象を取り扱っている研究として、重錘落下による地盤の締め固め効果に関する研究があった。これらの研究では、衝撃加速度および沈下量は落下速度に比例すること、地盤密度が密な場合は衝撃加速度波形が1つのピークを持つこと、緩い場合は2つのピークを持つこと、質量が大きい場合は衝撃加速度ピーク値が小さくなることなどが実験から明らかにされていることがわかった。

そこで本研究においても、まずはテラメカニクス分野で行われている方法と同じく、実験から着陸衝撃力および沈下量を求める事を試みた。実験の対象は月面への着陸とし、月面の高真空環境を模擬するため実験は真空槽の中で行い、月面の1/6G環境を模擬するため1/6G相似則に基づき1/6スケールの試験体を使用した。試験体は平成14年度に提案されたSELENE-Bの着陸パットの諸元に基づき作成した。実験結果から、テラメカニクス分野の重錘落下実験結果と同じく、衝撃加速度および沈下量は落下速度に比例することがわかったが、月面環境を模擬するための真空引きの際に制御できない地盤密度の変化が発生し、落下質量の影響が明確に現れない、既存の実験では密度が低い場合に現れる2つのピークを持つ衝撃加速度形状が、密な地盤に対する実験でも現れるなどの真空を模擬した実験特有の難点があることがわかった。

そのため、アポロ計画で使われた地盤モデル中のパラメータを本研究で行ったフットパット試験体の直径に合わせ変更して数値解析をおこない衝撃加速度および沈下量の予測を行った。この結果、衝撃加速度および沈下量は速度に比例し、また、実験は表せなかつ

た落下質量の影響も表すことができることがわかった。しかしアポロ計画で使われたモデルでは、実験結果に見られた2つのピークを持つ衝撃加速度を再現できない、沈下量がピーク値を示した後急激に減少してしまうなど、実験値と良く合わない点もあり注意が必要であることが明らかになった。その結果、アポロの地盤モデルの適用性としては、衝撃加速度、沈下量ともにピーク値までの予測であれば十分に使用可能であることがわかった。

次に、圧縮性流体の解析法として開発された連続体から非連続体まで解析できる SPH 法を砂地盤への衝突問題へ適用することを試みた。SPH 法は圧縮性流体の解析法として銀河系の形成など天体物理の問題解決のため開発された方法で、その後、非圧縮性流体解析、構造解析など適用範囲が広がっているが、砂地盤への衝突題に SPH 法を適用した例は未だなく本研究が世界初である。本研究では地盤をモール・クーロンの破壊基準を降伏条件として持つビンガム流体と仮定し解析を行った。その結果、実験と同様に衝撃加速度および沈下量は衝突速度に比例し、実験では明らかにならなかった衝突質量の影響、アポロモデルでは実験値と大きく異なったピーク後の沈下量の推移、およびアポロ地盤モデルで表せなかった2つのピークをもつ衝撃加速度形状を表せることが明らかになった。そして SPH 法による解析結果を分析することで第2番目のピークの発生原因も特定された。すなわち、実験の制約により制限せざるを得なかった地盤厚さを SPH 法により任意に変化させ解析を行った解析結果、衝突中の地盤の密度変化の状態のモニター結果から、地盤底面からの反射波および地盤密度の増加が原因であることが確かめられた。以上の検討から SPH 法は実験を十分に補える解析法であることが確かめられ、本研究成果は月面上のみならず他の惑星上への着陸にも適用可能であることが示された。

最後に、これまでに得られた知見を用い、SELENE-B 月探査機の月面着陸時の衝撃加速度および沈下量の予測を SPH 法を用いて行った。垂直方向のみ 3m の衝突速度がある場合を計算した結果、最大衝撃加速度は約 21G 程度（4 脚接地の場合）、最大沈下量は約 7.4 cm 程度（1 脚接地の場合）であることがわかった。

本研究では、月および惑星上への着陸時の衝撃加速度の予測法として、月面を対象とした実験、地盤モデルによる数値計算、SPH 法による解析の3つの方法を試みた。その結果、月面環境を模擬しなければならない実験には多くの制限があり、アポロの際用いられた地盤モデルによる数値計算ではピーク値までしか信頼性がないことがわかった。反面、SPH 法での解析は、実験で見られた特徴を良く表しているため、実験を補える手段として信頼性が高いことが示され、月惑星上砂地盤への着陸衝撃力算定方法として信頼性が高い方法であることがわかった。SPH 法は現在様々な現象に対して適用範囲が広がりつつある方法であり、その特徴として連続体的挙動から非連続体的挙動まで表すことができるため、例えば着陸機が月および惑星上の砂地盤に対して斜めに衝突する際の機体の安定性から砂の飛散範囲までの解析などにも幅広く適用可能である。また、例えば今後活発になると思われる月の利用に係わる問題に関しても、月の砂の掘削、運搬方法など月の砂に係わ

る問題は数多い。SPH 法を用いた砂の解析は、今回適用性が示された衝突問題以外にも幅広い適用性を持つと考えられ、今後の発展が期待される手法と言える。

On Estimation Methods of Impact Force at Landing on Lunar and Planetary Sandy Surface

In many countries, the discussion about next lunar mission has already started. China and India have raised the possibility of a manned lunar mission within the next decade, the United States has planned to return to the Moon in 2020, and NASA meanwhile has set the ambitious target of wanting to put a man on Mars with new experimental technology which has developed in the lunar exploration. In Japan, the discussion about the lunar landing and in-situ direct exploration using lunar rover has started as the next plan for lunar exploration. It follows from these situations that the main target of next lunar exploration in many countries is landing and in-situ direct exploration, and the acquirement of technology for landing or operation of lunar rover on the lunar surface is important for not only next lunar mission but also future mission for other planets. To make the lunar or planetary landing mission successfully and to operate lunar rover in safety, the landing gear and the wheel of the rover design are important. And to design them reasonably, we must grasp the interaction force between the machines (the landing gear or the wheel) and the sand on the lunar and planetary surface. But the methods to predict the interaction force have many unclear problems. The field of research on the interaction force on the earth is called "Terramechanics". In the field of Terramechanics, the interaction force between sand and machines is generally obtained semi-empirical formula which was made from results of many parametric experiments. The strength of the granular materials such as sands is influenced by many parameters such as density, grain size, confining pressure and so on, and the properties of granular material change from continuous system to discontinuous system with the progress of deformation. Therefore, it is difficult to calculate the behavior of sand with the numerical analyses. For example, the numerical analysis method which based continuous system such as FEM is difficult to calculate of the discontinuous property. By contraries, the numerical analysis method which based discontinuous system such as DEM(Distinct Element Method) is difficult to calculate of the continuous property. Therefore, if we can represent the stress and deformation of the sand from continuous to discontinuous system by any numerical analysis method, it is very useful. Furthermore, we can use the method not only to calculate the interaction force but also for the simulations such as stability of the landing on lunar or planetary surface. The purpose of this paper is to investigate the methods of impact force at landing on lunar and planetary sandy surface. First of all, it is attempted to figure out the impact force through experiments as same way as Terramechanics field. The test piece of 1/6 scale foot pad with the configuration of SELENE-B was made in consideration of 1/6G scale low, performed the vertical impact test at the test bed filled with lunar Regolith simulant in vacuum chamber.

The semi-empirical formula which was made in Apollo program was modified for the scale of SELENE-B, it was confirmed whether the modified semi-empirical formula can be used to predict the experimental results. Then, it is attempted to calculate with numerical analysis of sand with SPH(Smoothed Particle Hydrodynamics) method which can be used from continuous to discontinuous system. SPH method was originally invented for modeling astrophysical phenomena, and later was widely extended for application to problems of continuum solid and fluid mechanics. But there is no attempt to analyze the impact force to sandy ground by SPH method. This paper is the first case of numerical calculation of the impact force at landing on sandy ground by SPH method. By the analytical result, it was confirmed that there were good agreements between the experimental results and the numerical analysis by SPH method. Finally, the maximum impact force and penetration at the landing of SELENE-B was calculated by SPH method.

In Section 1, the survey of existing studies about the impact force at landing was conducted. In the Terramechanics field, there are few studies about landing on sandy surface, but the similar studies as impact force at landing is the researches about the impact force of ground in heavy tamping. In those researches, it is shown that the impact acceleration and penetration increase in proportion as impact velocity, the acceleration curve have one peak with dense ground and the curve have two peaks with loose ground, the peak value of the impact acceleration decrease as the impact mass increases. And in this Section, we introduce two pioneering research activities using lunar Regolith simulant in Terramechanics field and some researches in Apollo program.

In Section 2, it was attempted to figure out the impact force through examinations as same way as Terramechanics field. Before the estimation of the impact force at landing on the moon by experiments, the experimental condition must be adjusted as the environments of lunar surface because the interaction force between the sand and the machines is influenced many environment factor. The three important factors among them are the sand covered lunar surface, high vacuum condition and $1/6G$ gravity force. Lunar surface is covered with fine sand it's called "Regolith" which has some unique property as compared to the ordinary sand on the earth. In the experiment, the test bed was filled with Regolith simulant which simulated the material characteristics of lunar Regolith. To compensate the high vacuum condition, the experiments were conducted in vacuum chamber because the behavior of the fine sand such as Regolith is much influenced the inner air between particles. To compensate $1/6$ gravity force,

$1/6$ scale law was used. For example, $1/6$ scale footpad model of the SELENE-B was used in the experiment. The footpad model was dropped down vertically on the test bed with the Regolith simulant in vacuum chamber. The impact acceleration and the penetration into the test bed of the footpad model were measured. These experiments conducted that the impact

acceleration and penetration to the test bed of footpad model increased as the impact velocity increase same as the results of the experiments about the impact force and penetration of ground in heavy tamping in Terramechanics filed, but the influence of the impact mass was invisible in experimental results. It was thought that the experimental results were scattered by uncontrolled change of the density of lunar Regolith simulant in test bed at vacuuming operation. Added to this, in spite of the density of test bed was very high, the acceleration curve had two peaks which were shown in existing studies with the impact test to loose ground.

In Section3, the semi-empirical formula which was made in Apollo program modified as the scale of our experiments and the predictions of the acceleration and the penetration were calculated by this formula. These calculations conducted that the impact acceleration and penetration to the test bed of the test piece increased as the impact velocity increase same as the results of vertical impact test and the influence of the impact mass which wasn't shown in the experimental results was visible clearly. And the peak value of the impact acceleration and the penetration was almost same as the experimental results. But the deference between experimental results and calculated results by the semi-empirical formula of Apollo program increased after the peak points of the acceleration and the penetration. Thus it was clear that we were able to use the semi-empirical formula only the prediction of the peak value of the impact acceleration and penetration of the landing on lunar surface.

In Section 4, the applicability of SPH method which was developed as analytic method of compressible fluid flow to the analysis of the impact problem on sandy surface was investigated. SPH method, as a meshfree and particle method, was originally invented for modeling astrophysical phenomena, and later was widely extended for applications to problem of continuum solid and fluid mechanics because it does not suffer from the mesh distortion problems as simulating large deformations. In this study, the test bed of lunar simulant was modeled as Bingham fluid which had Mohr-Coulomb's failure criteria and the 1/6-scale footpad was modeled as elastic body. The pressure-density relationship which was necessary for SPH analysis, the compressibility measurement of the lunar soil samples from Apollo 12 was used. And the interaction force between soil and footpad model, boundary force according to Monaghan equation was used, and the impact force and the penetration of footpad model to the test bed mode was calculated. The calculation conducted that the impact acceleration and penetration increased as the impact velocity increace same as experimental results, the influence of the impact mass which wasn't shown in the experimental results was appeared clearly. The transitions of the impact acceleration and the penetration after their peaks were in good agreement with the experimental results. And it was shown that the impact acceleration curve has two peaks. This is the feature which was not able to express by the semi-experience

formula of Apollo program. Furthermore, by analytical examination of inner situation of the test bed from the result of the calculation with SPH method, it was confirmed that the increase of density and the shock wave reflected from bottom of the test bed caused the second peak in acceleration curve. Therefore it should be concluded, from what has been said above, that the numerical analysis with SPH method is able to simulate the vertical impact experiment to sandy ground adequately. And it should be concluded that this method is applicable to predict of the impact acceleration and the penetration at landing not only on the moon but also on the other planets.

In Section 5, the maximum impact force and penetration at the landing of SELENE-B were calculated by SPH method. The acceleration and penetration were calculated when the Lunar Lander touched down on sandy surface on the moon vertically with 3 m/s that is the limit of vertical velocity of SELENE-B. And the results of calculation was modified by 1/6 scale law to predict the impact acceleration and penetration on the moon. It was indicated the maximum impact acceleration was about 21G at landing with all legs, and the maximum penetration is about 12 cm at landing with one leg. And if the impact velocity of Lunar Lander can be limited under 1.25m/s, it was indicated that Lunar Lander can touch down on lunar sandy surface softly for on-board equipment without any system to absorb the kinetic energy of landing because all the energy of landing could be absorbed by the deformation of the sand on lunar surface.

In this paper, the methods of impact force at landing on lunar and planetary sandy surface was investigated. The experimental method with semi-empirical formula which was made in Apollo program can simulate the peak values of impact acceleration and penetration, but it can't simulate the two peaks on the impact acceleration curve which was observed in the experiments. In this point, the analytical calculation by SPH method showed almost same results as experiments. And by the transition of the density and shock wave in the test bed which was indicated by calculated results of SPH method, it was indicated that the second peak caused by the increase of density in test bed and the shock wave reflected from the bottom of test bed. All these things make it clear that the numerical analysis by SPH method is able to simulate the vertical impact experiment adequately. And it can be thought that this method is applicable to predict of impact acceleration and penetration at landing not only on the moon but also on the other planets.

目次

要約	i
第 1 章 序論	1
1.1 本研究の背景と目的	2
1.2 既往の研究-テラメカニックスでの研究	5
1.3 既往の研究-アポロ計画での研究	14
1.4 本論文の構成	17
第 2 章 実験による衝撃加速度算定	19
2.1 序言	20
2.2 実験の概要	20
2.2.1 実験装置	20
2.2.2 計測装置	21
2.3 相似則	26
2.3.1 相似則の設定	26
2.3.2 物理法則の抽出	27
2.3.3 実験の前提条件	27
2.3.4 π ナンバーおよび相似則の導出	28
2.3.5 相似則の整理	35
2.4 レゴリスシミュラント	39
2.5 実験結果	42
2.5.1 予備実験 (実験 1)	42
2.5.2 予備実験 (実験 2)	43
2.5.3 本実験 (実験 3)	43
2.6 実験結果の検討	93
2.6.1 真空の影響 (予備実験結果)	93
2.6.2 底面形状の影響 (予備実験結果)	93
2.6.3 衝突速度の影響 (本実験結果)	94

2.6.4	地盤密度の影響 (本実験結果)	94
2.6.5	落下質量の影響 (本実験結果)	94
2.6.6	本実験結果におけるその他の特徴	94
2.7	結言	100
第 3 章	アポロ地盤モデルの適用	103
3.1	序言	104
3.2	アポロ地盤モデルの概要	104
3.2.1	アポロ計画で行われた地盤実験	104
3.2.2	アポロ地盤モデル	105
3.2.3	アポロ地盤モデルの本実験への適用	106
3.3	アポロ地盤モデルによる計算結果	112
3.4	アポロ地盤モデルによる計算値と実験値の比較	126
3.4.1	衝撃加速度ピーク値の比較	126
3.4.2	沈下量ピーク値の比較	126
3.5	結言	129
第 4 章	数値解析法による衝撃力算定	131
4.1	序言	132
4.2	SPH 法 の 概 念	133
4.2.1	カーネル補間	134
4.2.2	粒子補間	136
4.2.3	カーネル関数	138
4.3	液体の SPH 解析	140
4.3.1	連続の式の SPH 補間	140
4.3.2	運動方程式の SPH 補間	141
4.3.3	流体の構成式の SPH 補間	142
4.3.4	流体の状態方程式	143
4.3.5	境界の取扱い	145
4.3.6	流体の解析例	146
4.4	垂直落下実験のモデル化	150
4.4.1	Bingham 流体の構成式	150
4.4.2	固体の構成式の SPH 補間	152
4.4.3	砂地盤と衝突体の状態方程式	153
4.4.4	2つの物質の衝突のモデル化	153
4.4.5	パラメータの設定	154
4.5	解析結果	157

4.5.1	スケール、粒子数、境界条件	157
4.5.2	解析結果の検討	157
4.5.3	実験値およびアポロ地盤モデルとの比較	159
4.6	結言	179
第 5 章	月面着陸時の衝撃加速度の予測	181
5.1	序言	182
5.2	月面着陸時の衝撃加速度の予測方法	182
5.3	月面着陸時の衝撃加速度予測値	182
5.3.1	結語	185
第 6 章	結論	189
参考文献		197
発表論文一覧		201
謝辞		203

第 1 章

序論

1.1 本研究の背景と目的

2007 年 9 月、アポロ以来初の大型の月探査衛星 SELENE(SELenological and ENgineering Explorer) が日本から打ち上げられた [1]。SELENE は月周回軌道上から 14 種類の観測機器で月表面の全球探査を行い、アポロ以来初めての総合的な月の科学探査が予定されている。

また、諸外国においても意欲的な月探査ミッションが計画されている。例えば中国は嫦娥という月周回衛星を 2007 年 10 月に打ち上げ、インドは 2008 年 5 月頃の打ち上げを目指し、Chandrayaan という月面へのプローブ投下を含む月周回探査計画を進めている。

各国が月探査計画を進めている中、最も意欲的に計画を進めているのは米国である。米国では、有人火星探査を将来的な目標とするそれまでの宇宙政策を、アポロ以来途絶していた有人月探査を再開し、恒久的な月面基地を建設、そしてその過程で得られた惑星探査技術を用いて、火星やその他の惑星への探査を行うことを新たな目標とするという宣言が、2004 年 1 月に行われたブッシュ大統領の演説の中でおこなわれている。[2]。この新たな目標を受けて、NASA は 2008 年に月偵察衛星 (LRO:Lunar Reconnaissance Orbiter) を打ち上げる予定である。LRO には、各種観測機器と今後の月惑星探査で用いられる技術の実証装置が計 6 つ搭載され、月の全球にわたる精密な観測を行い、中でも月の極に存在するといわれている氷の探査を特に重点的に行うことが計画されている。LRO は、アメリカの月探査シリーズの最初の衛星であり、その後も、着陸探査、月面ローバーによる月表面の着陸探査などのシリーズ化された月探査機が打ち上げられる予定である。

このような、月周回探査の後の月着陸探査、ローバーによる直接探査ミッションといったように、月周回探査のみの単一ミッションに留まるのではなくその後の将来ミッションを念頭に入れ計画が勧められている点は月探査計画の特徴と言える。日本においても、SELENE 以降のミッションとして、月面軟着陸 + 月面ローバによる月面直接探査といった計画に関して既に議論が始まっている。そして、米国では、月探査ミッションのために開発された新しい探査技術を、その後の火星やその他の惑星探査へ利用することを月ミッションの目的の一つとして掲げている。

このように、月周回探査の後に行われるであろう月面軟着陸やローバーによる直接探査に代表される月や惑星への直接探査では、安全着実な探査機の着陸、ローバーの運用、表面のサンプル採取など、今までの宇宙技術開発であまり取り扱われていない「月および惑星上の砂」にかかわる諸問題について解決していく必要があると考えられる。

例えば月の砂は、細かい粒径成分を含む鉱物で構成され、一般に「レゴリス」と言われている。レゴリスの粒子は、その表面に鋭利な角を多く持つため、地球上の乾いた砂には見られない(見掛け上の)粘性が存在すること、細かい砂から荒い砂まで満遍なく含むため、振動や衝撃を加えられるとすぐに密度が増加することなど、地球上の一般的な砂(例

えば川砂など)には見られない特徴を持っている。このような月の砂に関する諸問題としては、レゴリス粒子の付着による放熱能力や発電能力の低下、摺動部分への入り込みによる潤滑の低下、回転機構やシール部分の破損、そして、着陸時にレゴリス地盤から受ける衝撃力、ローバ走行時の地盤の抵抗などが考えられ、NASA を中心として多くの研究が行われている [3]。

中でも、次期月探査ミッションとして現在議論されている軟着陸ミッションでは、無人探査機による自律的、または半自律的な月面への着陸を行う可能性が高い。そのためには、安全着実な着陸を可能にする信頼性が高く合理的な着陸脚設計が要求されるため、着陸時に着陸脚がレゴリス地盤から受ける衝撃力を事前に算定し、十分な着陸挙動解析を行い着陸時の安定性を検証しておくことは極めて重要である。また、月面着陸時の衝撃力算定の際に得られた知見は、月だけでなく他の惑星への着陸にも応用でき、さらに、衝撃力算定だけでなく、着陸機の着陸安定性解析やサンプル採取方法の検討など、極めて幅広い範囲に適用できると考えられる。

そこで本研究では、月惑星上の砂地盤に着陸する際に着陸脚が受ける衝撃力を事前に算定する方法について検討した。

月惑星上砂地盤への着陸時の衝撃力を事前に算定するため、まず材料力学の観点から砂という物質を考えれば、砂は様々な粒径、表面状態、材質を持った多数の粒子から構成される集合体であるため、その時の砂の応力状態によって、集合体の状態(密度や粒子配列など)が変化し、固化、流動化、飛散など様々な形態に変化する材料であることがわかる。つまり集合体(連続体)的性質から粒状体(非連続体)的性質まで、シームレスに形態が変化し、その変化に伴って、材料力学のパラメータが変わっていくやっかいな材料であるといえる。そのため、連続体または非連続体どちらかに基づく解析方法で砂の挙動を把握するのは難しい。例えば、連続体に基づく解析方法である FEM(有限要素法)では、砂の大変形時の非連続体的性質を表すことは難しく、逆に非連続体に基づく DEM(個別要素法:DistinctElement Method)などの解析法では、非連続体の特性を表すパラメータと砂が連続体として振る舞う際の内部摩擦角や粘着力などの巨視的なパラメータとの整合性を取ることが難しい。

しかし、地球上でも、例えば自動車のオフロードでの走行性能、ブルドーザや耕耘機のブレードの性能算定など、砂の変形による材料力学パラメータの変化を伴いつつ生じる砂の抵抗力を事前に算定する必要がある問題は、私達の生活の中に数多く存在する。このような砂と機械との相互作用を研究する分野はテラメカニクス分野と言われている。テラメカニクス分野でその相互作用を求める際には、前述した砂の材料特性の複雑さのため、実験で解答を得るという手段が良く用いられる。

そして、解を求めたい現象を模した多数のパラメータ実験を行い、砂地盤の変形状況を半経験式としてモデル化し、実験以外のケースでも、地盤モデルを表す半経験式を使って解を得るという解決方法がとられることが多い。[4]。

月惑星上への着陸時の衝撃力の算定の際も、まずはこのテラメカニックス的方法を用いるのが妥当であると考えられる。したがって、本研究においても、対象として、次期月探査ミッションとして提案された月軟着陸実験計画 (SELENE-B) [5] の諸元を基に、まずは実験から、月面着陸時の着陸衝撃力を求める方法について検討した。そこで、月面環境を模擬するため真空槽内で 1/6 G 相似則に基づき作成した 1/6 スケールの SELENE-B フットパットを模した試験体を模擬月地盤上に落下させ、衝突時の衝撃加速度および、沈下量を測定する実験を行った。月面着陸時の衝撃力はこの得られた結果に 1/6 G 相似則を適用して求められる。

さらに、多数のパラメータ実験を行い、地盤をモデル化すれば、実験を行わなくても解が得られるようになるが、砂粒子間の空気の影響を避けるために真空槽内で行う必要がある月面を対象としたこのような実験では、地盤のモデル化を行うための多数のパラメータ実験は非常に手間が必要である。したがって本研究ではアポロ計画で作られた地盤モデルが実験結果を模擬する半経験式として利用可能かどうか検討した。

地盤モデルを使うことで、実験を行わずに解を得られるようになるが、それはモデル化した現象を逸脱しない限りの話である。例えば、着陸パット形状の変化の影響など、コンフィギュレーションの変化の影響を検討したい場合などは、また新たに実験装置を作り再び多数のパラメータ実験を行わなければならない。

したがってなんらかの数値解析によって実験結果を表すことができれば、利用価値が高いことは容易に想像される。また砂の特性を表せる数値解析法が確立すれば、着陸衝撃力および沈下量の計算だけでなく、着陸機の着陸安定性などシミュレーションを用いた検討にも利用でき、今後の月惑星上での砂に係わる諸問題を議論する際に非常に有効な手段を得ることになる。つまりこのような数値解析手法を確立できたならば、着陸問題だけでなく、ローバーの走行、サンプリング採取、そして将来的な資源探査技術の検討など非常に幅広い範囲での応用が期待できる。

しかし前述した砂の材料力学特性により、着陸時の抵抗のような、砂が連続体から非連続体的性質を示す際に発揮する抵抗を数値計算で求めた研究はほとんど行われていない。そこで本研究では、非連続体として解析対象を扱うが、連続体的性質も表すことができる SPH (Smoothed Particle Hydrodynamics) 法に着目し、砂をモールローンの破壊基準によって流動化するビンガム流体としてモデル化し、実験値との整合性を検討した。SPH 法を用いて砂地盤への衝突現象を解析したのは本研究が初である。その結果、SPH 法による数値解析は実験値の特徴を良く表すことが確かめられ、新しい数値解析法による砂の解析手法を提案できた。

1.2 既往の研究-テラメカニックスでの研究

テラメカニックス分野でレゴリスのような砂地盤に対する着陸衝撃力についての研究は、後述する荒川 [6] の研究を除いてほとんど無い。理由としては、砂でできた地盤では、着陸のような衝撃力が発生する状況においては、砂地盤の変形を伴い予測困難な地盤変形が生じるため、着陸地としては不適當であることが挙げられる。例えば、航空機でなく、ヘリコプターのように垂直着陸が可能で、着陸時には着陸脚が地盤に対して主に垂直方向の移動で着陸する場合であってもやはり砂面には着陸せず、地盤が変形しないようにコンクリートまたは他の手段で固められた専用のヘリポートに着陸するのが一般的である。何らかの理由でヘリポート以外に着陸しなければならない場合でも、よほど緊急自体でない限り柔かい砂地盤よりはできるだけ硬い地盤を選んで着陸するのが普通である。

したがってテラメカニックス分野において、着陸衝撃力に関する既存の知見について得ようとするならば、着陸以外の現象で、地盤に何かが衝突することで衝撃力が発生し、その際の地盤の変形と衝突体が受ける抵抗力を扱っている研究を探す必要がある。そのような研究として、重錘の落下による地盤の締め固め効果に関する研究が挙げられる。これは、軟弱地盤に質量数トンの重錘を落下させ周囲の地盤の密度を上昇させ、軟弱な地盤の改良を行う施工法についての研究である。

このような研究では、効率的な地盤の締め固めのために、重錘の衝突速度、落下高さで地盤の変形の関係について明らかにする必要があるため、重錘が受ける衝撃加速度と重錘の沈下量の関係について研究が行われている [7-10]。これら一連の研究では、緩い砂地盤に対しては、一般的に、重錘質量 (m)、重錘底面積 (A)、落下高さ (H) の変化に対する、衝撃加速度ピーク値 α_{max} と衝撃加速度継続時間 t_{f0} に関して以下の関係が成り立つと報告されている。

- 重錘質量 (m) が変化する場合 (H, A は一定)
 α_{max} は質量 m に反比例し、 t_{f0} は質量 m に比例 (図 1.1)。
- 重錘底面積 (A) が変化する場合 (H, m は一定)
 α_{max} 、 t_{f0} ともに底面積 A に反比例 (図 1.2)。
- 落下高さ (H) が変化する場合 (m, A は一定)
 α_{max} は \sqrt{H} に比例し、 t_{f0} は変わらない (図 1.3)。

これらの研究では、密度が高い地盤の場合は、室内での実験結果から、重錘の質量、底面積、落下高さの変化により、衝撃加速度 α_{max} は密度が低い場合と同じ様な影響を受けるが、衝撃加速度継続時間 t_{f0} については、密度が低い場合より影響は少なくなると報告されている。また、密度が低い場合には、重錘落下後に周囲の地盤が締め固められ地盤の抵抗が増加するために、加速度波形に 2 つのピークが現れるが、地盤の密度が高くなるに

たがって、そのような2つのピークは不明瞭になると報告されている [9]。図 1.4 に相対密度 0.35 の地盤で行われた実験結果を、図 1.5 に相対密度 0.75 の地盤で行われた実験結果を示す。

砂に関連する実験では、実験対象となる砂、あるいは実験対象となる砂となるべく同じ性質を持つ砂を用いた実験を行うことが重要である。なぜなら、実験に用いる砂の力学的性状によって実験結果が大きく異なるからである。本研究のように月を対象とした実験の場合も同様に、月面上の砂と同じ性質の砂を用いた実験を行っているかどうかに注意しなければならない。

月面について考えれば、月面のレゴリスと同じ性質を示す「模擬月の砂 (レゴリスシミュラント)」を用いて実験を行う必要がある。レゴリスシミュラントの性質については第 2 章にて詳しく述べる。

近年、テラメカニクス分野においても、レゴリスシミュラントを用いた実験が行われ始めている。深川ら [11] は、月面の砂地盤を水平に掘削する際の砂の抵抗を、既存の半経験式から求められるか確かめるため、テラメカニクス分野で、地盤のモデル化の際によく用いられる標準砂と呼ばれる豊浦砂と、レゴリスシミュラントで作成した地盤で実験を行い、豊浦砂での実験結果から導かれた掘削の際の掘削刃前面に堆積する砂の影響を考慮した半経験式を利用し、その半経験式から算出される豊浦砂とレゴリスシミュラントを用いた場合の推定値と、それぞれの砂を用いた場合の実験値の比較を行った。図 1.6 に豊浦砂での実験結果と計算値の比較を、図 1.7 にレゴリスシミュラントを用いた実験結果と計算値の比較を示す。図 1.6 では、実験値と計算値がかなり良い一致を示しているが、図 1.7 を見ると、実験値と計算値は良い一致を示していないが、「見掛けの粘性」といわれるシミュラントの粘着力を無視した場合は良い一致を示すことが指摘されている。これは、粘着力をほとんど持たない豊浦砂を用いた地盤のモデル化による半経験式では、粘着力の影響を適切に評価できないため、この半経験式に微小ながら粘着力をもつレゴリスシミュラントの物性値を代入してもレゴリスシミュラントの実験値を推定することは困難であることを示している。

荒川 [6] は、本研究で行われた 1/6 スケールの SELENE-B 着陸パットの垂直落下実験結果に対し、建山ら [12] によって提案された土の締固め理論に基づいた数値計算を行っている。建山らは、土の締固め現象を、ランマーが地表面に達したときの地中に生じる塑性波頭の伝播と、それに伴う土の圧縮現象と考えモデル化している。図 1.8 にモデルの概略を示す。まず建山らは、実際はランマーの衝突と共に 3 次元的に地中に広がる塑性波を、衝撃締固めに関する理論的アプローチの初期段階として、図 1.8 に示すようにランマー直下のみに一次元的に伝播し土の変形も一次元的に生ずるものと仮定した。次に、ランマー直下の土を幾つかの要素に分割し、地中を伝わる波の速度と土の間隙比の関係式を用い、あらかじめ測定しておいた土の間隙比-圧力関係から、事前に設定した各要素の間隙比に対応する速度を求め、その速度を、各要素がそれまでに受けた最大の速度とし、要

素の最大履歴速度とした。そしてランマーの衝突によって発生した衝撃波が要素 i に達した際の波の速度が、その最大履歴速度より小さければ要素 i は剛体として振る舞い、衝撃波は瞬間的に次の要素に達するとし、最大履歴速度より大きければその要素は締固められるとした。要素が締固められる際には、間隙比-圧力関係から求められる反力がランマー底面に瞬間的に生ずるとし、要素 i の厚さから求められる微小時間分だけ、ランマーの沈下速度が減少するとし仮定し、ランマーが地盤から受ける衝撃加速度を算定した。

図 1.9 に落下質量 $m = 530 \text{ g}, 824 \text{ g}, 1065 \text{ g}$ で、密な地盤密度の際の計算結果を示す。この計算では、土の全ての要素が締固められた時点で計算を終了している。図 1.10 に衝撃加速度ピーク値との比較を示す。計算では、地盤の密度を上部で 1.6 g/cm^3 、中部で 1.65 g/cm^3 、下部で 1.82 g/cm^3 とした場合が最も実験値に近い値を示し、ほぼ全ての実験値が計算値の 2 倍以内に収まったと報告されている。

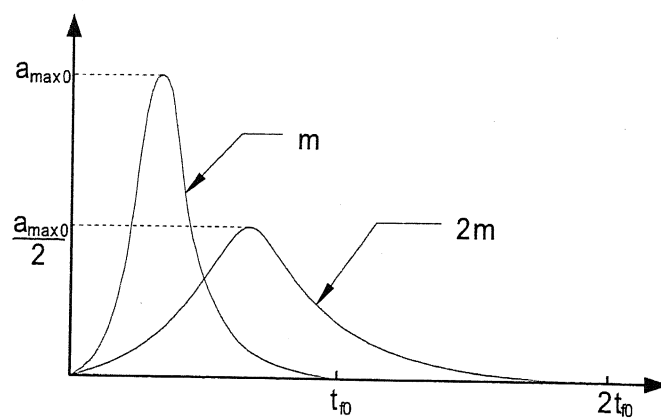


図 1.1 重錘質量 m の変化 (H, A は一定) [7]

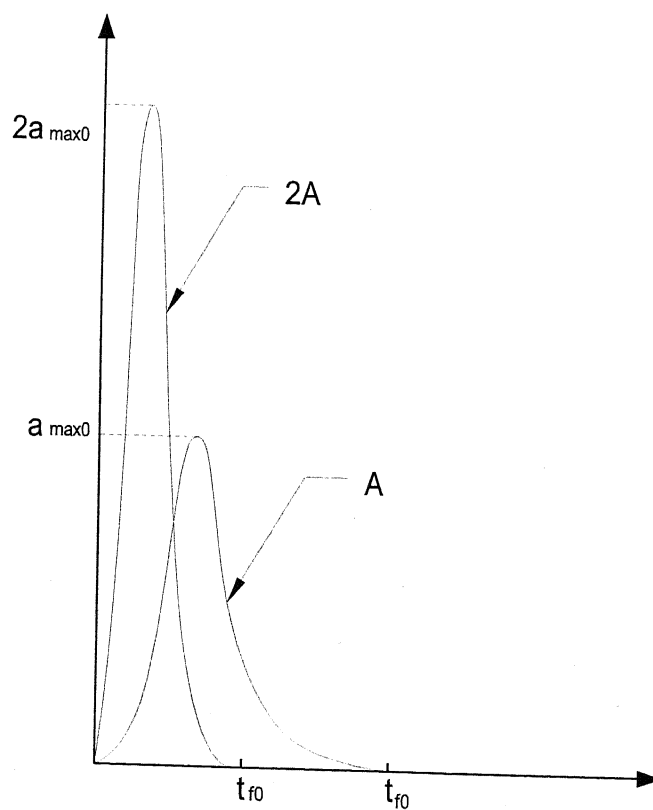


図 1.2 重錘底面積 A の変化 (H, A は一定) [7]

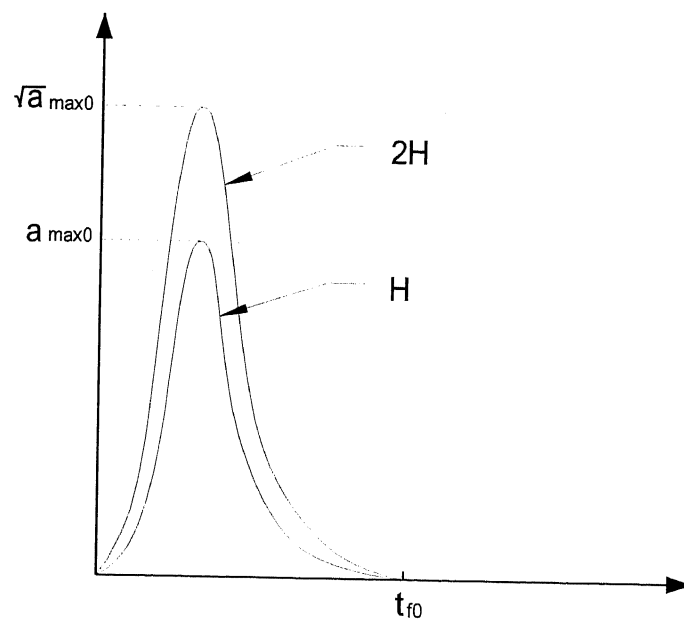


図 1.3 落下高さ H の変化 (m, A は一定) [7]

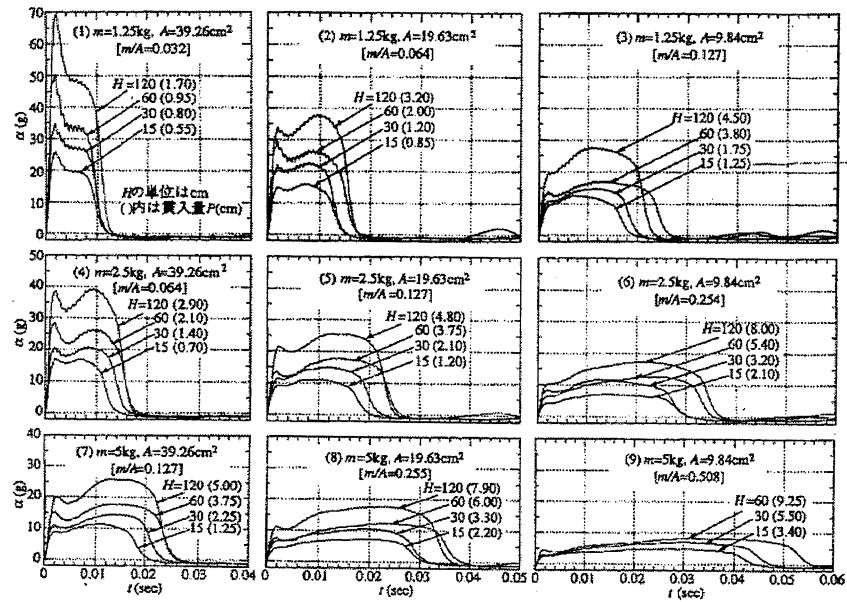


図 1.4 相対密度 0.35 の場合の衝撃加速度実験値 [9]

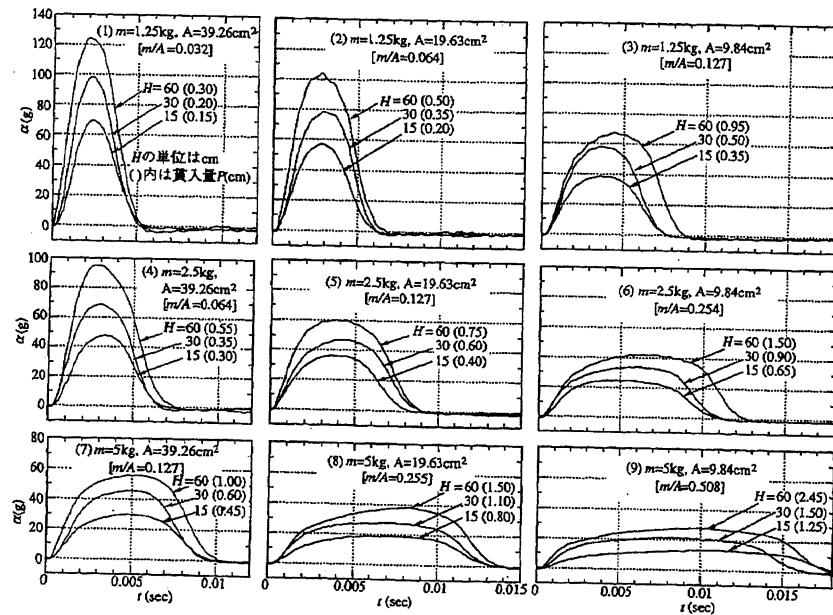


図 1.5 相対密度 0.75 の場合の衝撃加速度実験値 [9]

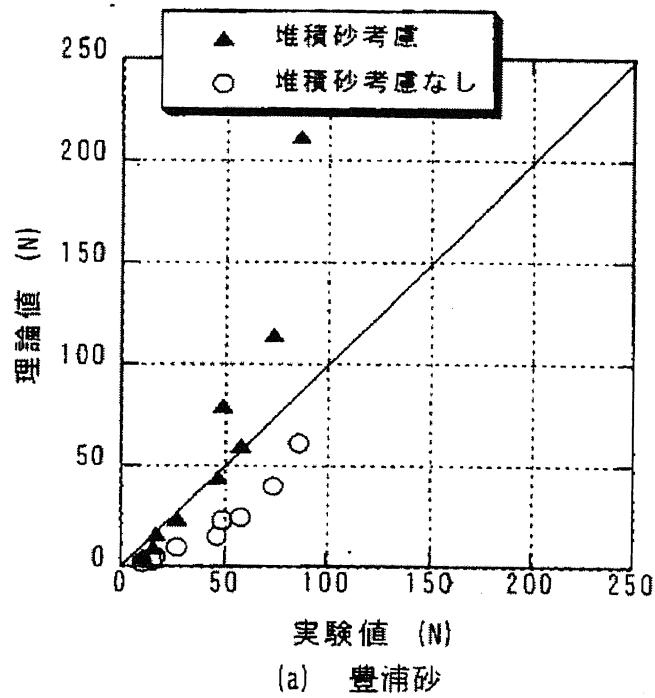


図 1.6 豊浦砂の場合の理論値と実験値の比較 [11]

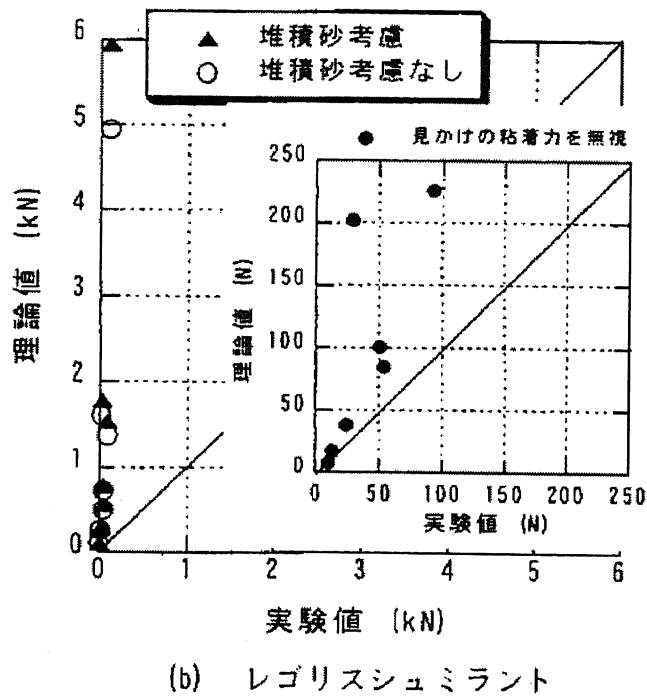


図 1.7 レゴリスシュミラントの場合の理論値と実験値の比較 [11]

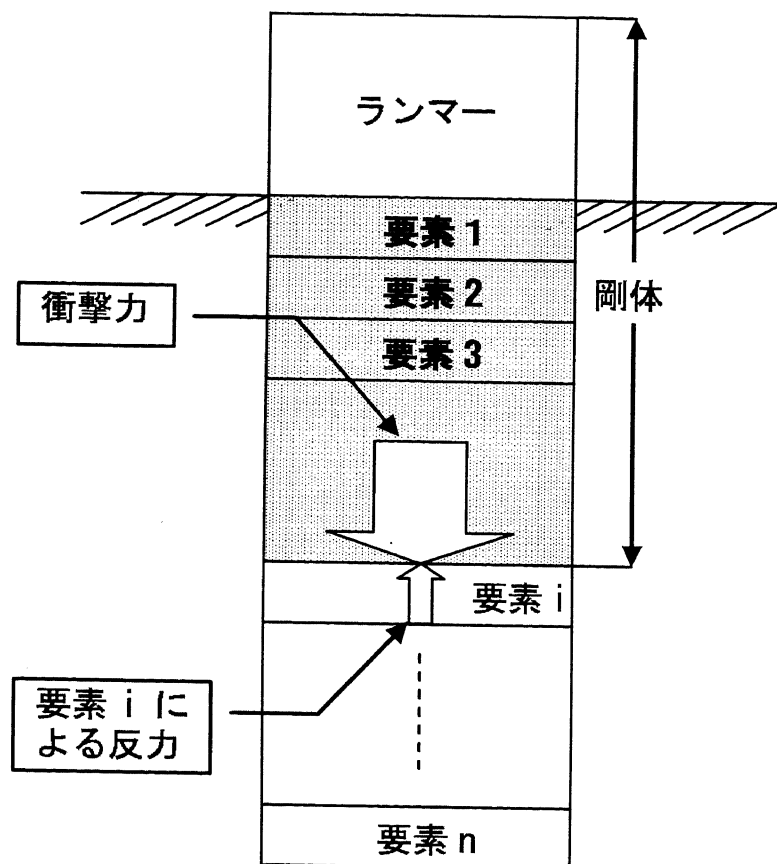


図 1.8 要素 i が締められる際に発生する反力 [12]

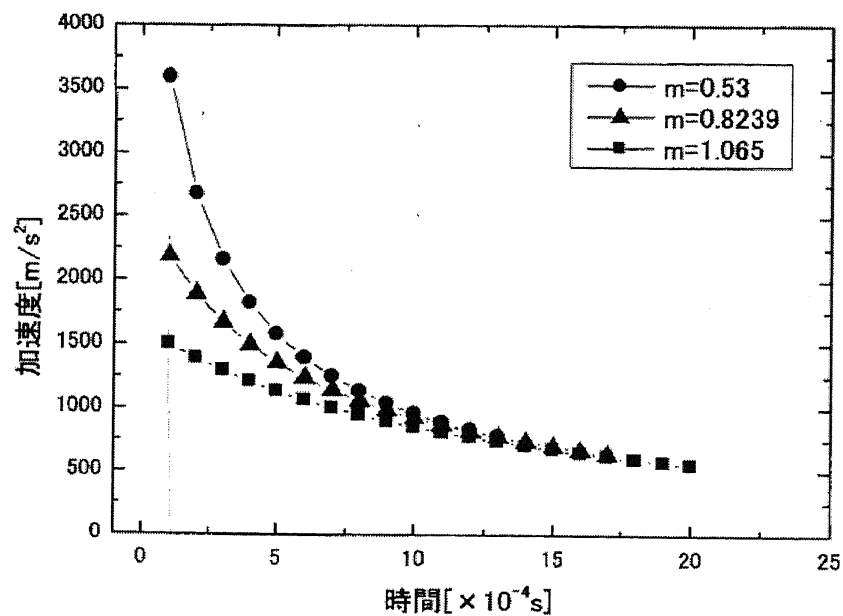


図 1.9 衝撃加速度の変化 (密詰め地盤) [6]

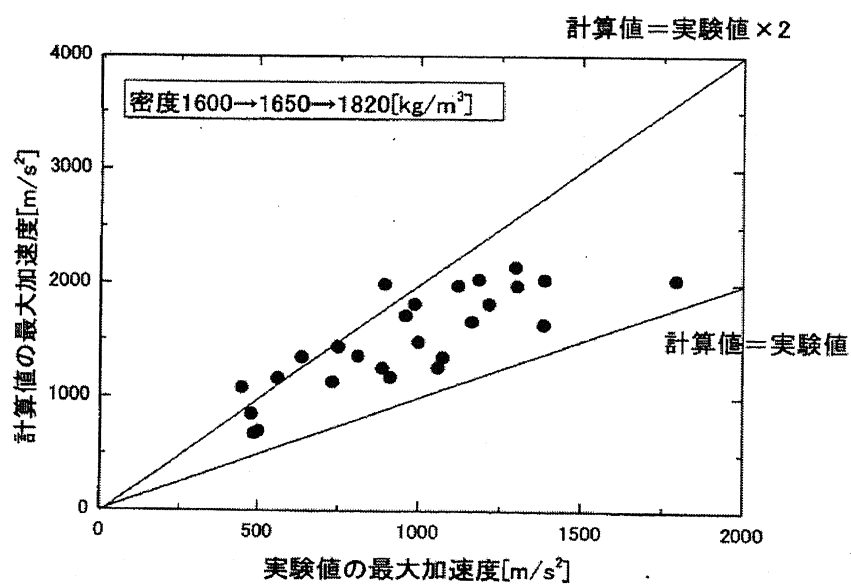


図 1.10 衝撃加速度ピーク値の実験値と計算値の比較 [6]

1.3 既往の研究-アポロ計画での研究

アポロ計画では、1969 年のアポロ 11 号による月面軟着陸の実現のため、数多くの研究が行われている。その中で着陸時の衝撃力算定については、Bendix 社を中心行われ、NASA のテクニカルレポートとしてまとめられている [13]。

このレポートでは、月面着陸時のフットパットの挙動と砂から受ける反発力を求めるために行われた数々の実験がまとめられている。レポートによれば、最初は月表面を剛モデルと仮定して解析が行われたが、剛モデルから得られた計算結果は、実際の砂地盤への衝突時とは明らかに異なった挙動をみせるため、テラメカニックスで行われる方法と同じく、月面を模擬した砂地盤上で数多くのパラメータ実験を行い地盤をモデル化し、半経験式として着陸時の衝撃力を求めている。

レポートでは以下に示すステップで検討を進めたと報告されている。

- ステップ 1
複数の砂をピックアップし、密度を変化させ十分な動的試験を行い、その砂の変形特性、抵抗力を計測する。
- ステップ 2
得られたデータから、その砂の応答に対して支配的な要因について検討する。
- ステップ 3
動的な衝突テストが可能な実験装置を開発する。
- ステップ 4
模擬月の砂を作成する。模擬月の砂の特性は、月の砂の特性を十分に表せ、また砂の応答に対する砂の要因が明らかになっている必要がある。
- ステップ 5
模擬月の砂を用いた動的な実験を行う。
- ステップ 6
実験結果の解析を行い、地盤をモデル化し、半経験式として砂の応答を定式化する。
- ステップ 7
得られたモデルの検証を行う。

ステップ 1、2 は 12 種類の砂が用いられ、ステップ 4 では、11 種類の砂をブレンドし、それまでに得られていた月の砂の物性 (内部摩擦角 35~45 度、相対密度 0.5 以上、粘着力 0.02~0.1 kN、密度 1.5 g/cm³) に合わせて複数の模擬月の砂が作られた。ステップ 5 の実験は大気中で行われたため、これらの砂の中で細粒分を取り除いた砂が用いられ、大気中の実験でも、砂粒子間の空気が実験結果に影響しないように配慮したと報告されている。実験では定期的に使われている砂の最大密度、最小密度のチェックを行うなど、一定条件

の地盤を用いるために細心の注意が払われている。

実験は、 $1/6\text{ G}$ 相似則に基づき $1/6$ スケールで作成された試験体と、実機と同じフルスケールで作成された試験体に対して行われている。それぞれの試験体に対し、砂地への斜め方向を含む静的な押し込み試験、垂直および斜め方向落下試験、静的および動的な水平方向への引張試験などが行われた。そして実験結果から地盤への試験体衝突時の砂の応答から地盤のモデル化が行われ、半経験式が得られている。図 1.11 にアポロの実験で用いられた水平方向引張試験装置を示す。 $1/6\text{ G}$ 相似則については第 2 章で、アポロ計画での地盤のモデル化および半経験式の導出については第 3 章で詳しく述べる。

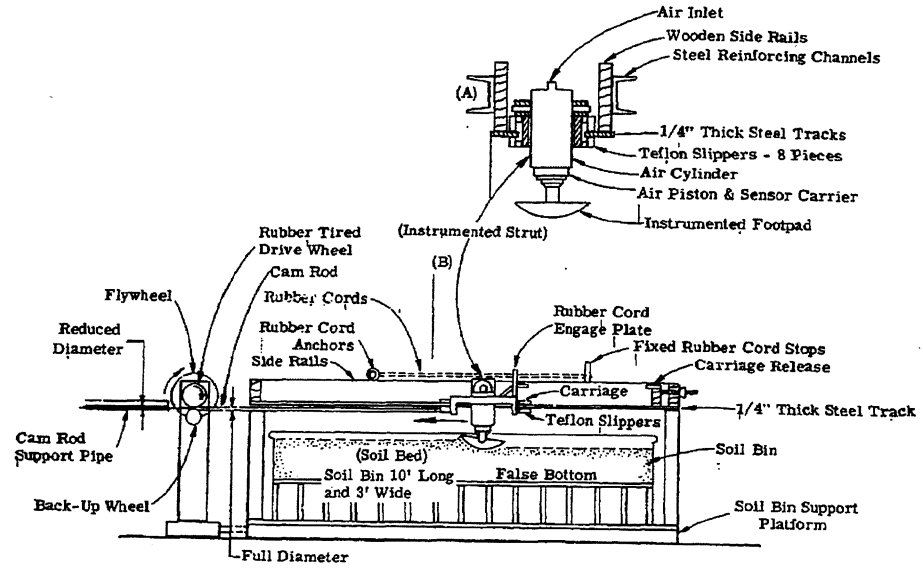


図 1.11 アポロ計画で用いられた引張試験機 [13]

1.4 本論文の構成

本論文は以下の 6 章で構成されている。

第 1 章では、本論文の研究の背景と目的、着陸衝撃力についての既往の研究についてまとめる。

第 2 章では、実験的に月面着陸時の着陸衝撃加速度および沈下量を求める方法についてまとめる。また、月の環境を模擬するため実験の設定に必要な 1/6 G 相似則、レゴリスシミュラントについて説明する。

第 3 章では、アポロ計画で用いられた地盤モデルを本実験に適用し計算で衝撃加速度および沈下量を求めるられるかどうかを検討する。数値計算によって求めた結果を、第 2 章で得られた実験結果と比較し、アポロ地盤モデルの適用性について検討する。

第 4 章では、数値解析で衝撃加速度および沈下量を求める方法として、SPH 法を用いた解析方法についてまとめる。さらに SPH 法による計算結果と実験結果を比較し、SPH 法の適用性を検討する。SPH 法による砂地盤への衝突解析は本研究が初である。

第 5 章では、ここまでに得られた知見を用い SELENE-B 月面着陸機が月面に垂直に着陸した場合のクリティカルケースについて計算を行い、衝撃加速度、沈下量の最大値の予測を行う。

第 6 章では、本論文で得られた結論を述べる。

第 2 章

実験による衝撃加速度算定

2.1 序言

月面着陸時の衝撃加速度を地球上での実験から求めるため、着陸脚フットパッドを模擬した衝突体を作成し、模擬月地盤へ落下させ、衝突時の加速度 (衝撃加速度) と沈下量を測定する実験を行った。そして得られた実験値に $1/6\text{ G}$ 相似則を用いれば月面での衝撃加速度が算定できることになる。

既存の地盤モデルを用いず、あたりに実験を行った理由としては、第 1 章で述べたようにテラメカニクス分野で砂地盤への着陸問題に関する研究、および参考となる地盤モデルが見当たらなかったこと、そして砂地盤への着陸のモデル化としては、アポロ地盤モデルがあるが、アポロ地盤モデルは、直径 93 cm のアポロ着陸船用に作られたモデルであり、SELENE-B の直径 30 cm のフットパッドにも適用できるのか不明だったことが挙げられる。

また、砂のように複雑な材料特性をもつ物質に対しては、まず解析対象を模擬した実験を行い、実験結果から現象をモデル化し半経験式を導く方法が非常に有効であり、テラメカニクス分野でも盛んに用いられている [4]。この意味からも、月面着陸時の衝撃加速度を算定する際においても、まずは実験を用いた方法が最初に検討されるべきと考えられる。

だが、月面が対象となった実験の場合、テラメカニクス分野で行われている実験的方法と比較して、真空環境の考慮、 $1/6\text{ G}$ の考慮という 2 点において異なるため、新に工夫する必要がある。したがって、今回の実験は真空チャンバー内で行い、実際のフットパッドの $1/6$ スケールで作られた試験体を用い、得られた結果に対して $1/6\text{ G}$ 相似則を適用して月面着陸時の衝撃加速度を算定した。

2.2 実験の概要

2.2.1 実験装置

今回の実験では模擬月の砂 (レゴリスシミュラント) を使用する。レゴリスシミュラントについては 2.4 節で詳しく述べるが、レゴリスシミュラントは細かい粒径成分を多く含むため、着陸衝撃のような急激な力が地盤に加わる現象の場合は、大気の有無が地盤の反力および地盤の変形に影響をあたえる。したがって、月面を対象とした本実験では、真空槽内で実験を行う必要がある。真空槽内で砂を対象とした実験としては、クレーターの形成に関する実験 [14] [15]、アポロ計画で行われた着陸脚の実験 [16] など、宇宙空間にある砂に関連する諸問題に対する実験的な検討において幾つか行われている。図 2.1 に実験装置概略を示す。実験装置は下部金属部とアクリルチャンバー部から構成される真空槽と、真空槽の下部金属部に接続された真空ポンプで構成されている。そして真空槽内部に

は砂地盤容器および衝突体落下装置が設置されている。

真空槽の下部金属部には、計測用コネクタ、真空ポンプ用コネクタ、圧力計用コネクタが配置されている。アクリルチャンバーは厚さ 30 mm のアクリルで作られており、下部金属部とはボルトで結合されている。真空槽内部に砂地盤容器を設置する場合は、ボルトを外しアクリルチャンバーを移動してアクセスする。真空槽の真空度は、今回使用した真空ポンプおよび真空槽の性能から、全ての実験を通じて、ほぼ 10 torr 程度であった。アクリルチャンバーの上蓋にはレーザ変位計を直接設置し、チャンバー外部から上蓋のアクリルを介して、実験用地盤に落下する衝突体の位置をレーザ変位計で計測し、衝突体に取り付けた加速度ピックアップからのデータと照合し、衝突速度および沈下量を算定した。

衝突体落下装置および衝突体の概略を図 2.2 に示す。衝突体落下装置には、衝突体を実験用地盤に対して垂直になるように取り付けられたレールがあり、衝突体はベアリングを介してこのレールに取り付けられ、レール上を滑り落ちることで、直径 30cm の円筒形容器内にレゴリスシミュラントで作成した実験用砂地盤に垂直に落下する。レゴリスシミュラントの深さは真空槽の大きさの制限より約 15cm となった。落下時にレールと衝突体間の摩擦がベアリングによって無視できれば、落下高さに対応した衝突速度が得られるが、実際は、その実験の前に行われた衝突実験や真空引きの際に舞い上がった砂がレールに付着し、予測不能な摩擦力が発生する。したがってたとえ同じ高さから落下させたとしても、衝突速度は異なる結果となった。

衝突体は図 2.2 に示すように、その底面形状が、球形、皿型、平ら (外形は円柱形状)、楕円、円錐の計 5 種類用意した。衝突体は想定している月面着陸機の着陸脚フットパット (直径 300 mm) を 1/6 G 相似則を用いた 1/6 スケールに縮小したモデルのため、直径は 50 mm となっている。1/6 相似則については 2.3 節にて述べる。

2.2.2 計測装置

実験では、衝突体の加速度および変位の計測を行った。加速度は 3 軸加速度ピックアップで、変位はレーザ変位計で計測した。加速度ピックアップは小野測器の NP3560A1 を使用した。表 2.1 にその性能を示す。レーザ変位計はキーエンスの LB500 を用いた。LB500 は高精度モードとロングモードの設定が可能で、高精度モードでは 350 mm 先の基準点から ± 100 mm の範囲で距離計測が可能で、ロングモードでは 500 mm 先の基準点から 250 mm の範囲で距離計測が可能である。今回は、落下高さの関係からロングモードを使用した。衝突体の落下距離の計測は、レーザ変位計は真空槽上部のアクリルチャンバーの上蓋の上に置き、真空槽の上蓋のアクリルを通しておこなった。レーザ変位計の計測方法は三角測量と同じ原理であるため、アクリルを介すると、アクリルの屈折率の関係から実際の距離より短い計測結果となる。しかし、今回の実験では、加速度ピックアップのデータから落下点を定め、その落下点からの相対距離から沈下量を定めているので、

アクリルを介しての距離計測で問題は生じない。

データレコーダはキーエンスの NR2000 を用いた。データレコーダのサンプリング周期は 4 チャンネル (加速度ピックアップ:3 チャンネル + レーザ変位計:1 チャンネル) 使用時に最高感度で $12.5\ \mu\text{s}$ からの計測が可能である。実験ではこのサンプリング周期で計測した。しかし、レーザ変位計の計測周期が $1024\ \mu\text{s}$ とデータレコーダのサンプリング周期を下回るため、変位については階段状の変位データとなった。

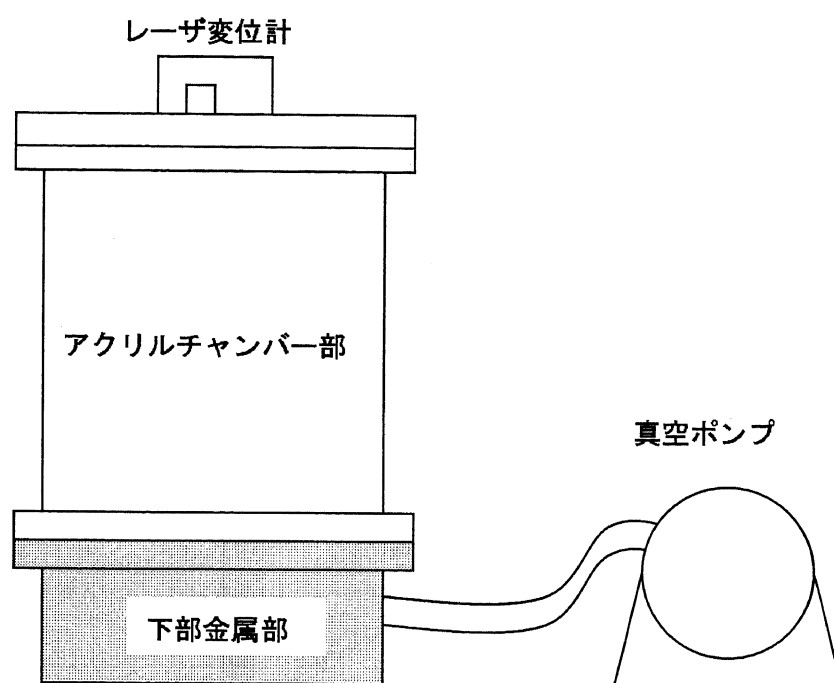


図 2.1 実験装置の概要

表 2.1 加速度ピックアップ:NP3560A1 の性能

共振周波数	約 55 kHz
周波数範囲 (Y、Z 軸)	2 Hz～ 10 kHz \pm 0.5 dB
周波数範囲 (X 軸)	2 Hz～7 kHz \pm n.5dB
最大使用加速度	4900(m/s ²)
耐衝撃性	98000(m/s ²)

2.3 相似則

実験によりある現象を解明しようとする際に、実験の対象物が巨大で実物大の試験が不可能な場合、縮小模型で実験を行う場合がある。例えば、土木工学分野では、ダムや堤防などコンクリートや土でできた巨大な構造物の破壊現象を実験的に解明しようとする場合、実物の破壊実験はまず不可能であるため、縮小模型を使った実験が行われる。そのような場合、縮小模型を遠心载荷装置に吊るされた実験槽内に設置し、その中で遠心力実験を行う場合がある。遠心载荷装置とは、巨大な天秤の一方に実験装置を、逆端にはカウンターウェイトを設置し、天秤を回転させることで遠心力を発生させ、高重力環境下での実験を可能にする装置である。遠心载荷装置の一例を図 2.3 [17] に示す。

遠心载荷装置を用いた実験では、高重力下の実験結果から実際の構造物の挙動を、相似則といわれる法則を用いて予測する。相似則は対象となる現象によって異なるが、例えば地中埋設構造物の液状化時の挙動を、遠心载荷装置で実験する場合の相似則は表 2.2 [18] のようになる。

月面の砂地盤に着陸する際の挙動など、地球上とは違う重力環境での砂の挙動を地球上での実験から求めようとする際には、木村ら [19] にも指摘しているように、上記の遠心载荷装置と同じ考え方が適用できる。すなわち、月面上から見れば、地球上での実験は、月面上に接地された遠心载荷装置で作った 6 倍の重力環境内で行われている遠心力実験とみなすことができる。つまり、地球上での実験結果に相似則を適用すれば、月面上での挙動が予測可能になる。本研究では、この相似則を、月面の $1/6G$ 重力にちなみ、 $1/6G$ 相似則と呼ぶことにする。

2.3.1 相似則の設定

相似則は、現象を支配する同種の物理量の比 (π ナンバー) を求め、 π ナンバーが実物 (原型) と模型実験で等しくなることから求められる。 π ナンバーを求める方法としては、現象を支配する微分方程式の各項の比から求める方法、現象に関与するパラメータを抽出し次元解析により無次元化したグループにまとめて求める方法などがある。本研究では、以下に示す方法 [20] [21] で π ナンバーを求め、相似則を導く。

- 現象を支配している物理法則を抽出する。
- 実験の前提条件から物理法則を構成するパラメータを整理する。
- 物理法則同士の比を取り π ナンバーを求める。
- π ナンバーが原型と模型実験で等しいとし、相似則を求める。

この中で重要なのは一番最初の「物理法則を抽出する」プロセスである。どの物理法則が支配的で、どの物理法則が、二次的に働いているかは経験的に見抜く必要があり、検証が必要な場合は検証実験を行う。

2.3.2 物理法則の抽出

今回は以下の物理法則が支配的であると考えた。

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{衝突体の慣性力} & F_{io} = M_o \alpha = M_o \frac{L}{T^2} \end{array} \quad (2.1)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{地盤の慣性力} & F_{is} = M_s \alpha = \rho L^3 \frac{L}{T^2} = \rho L^2 V^2 \end{array} \quad (2.2)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{衝突体の重力} & F_{go} = M_o g \end{array} \quad (2.3)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{地盤の重力} & F_{gs} = \rho g L^3 \end{array} \quad (2.4)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{地盤の粘着力} & F_c = CL^2 \end{array} \quad (2.5)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{地盤の摩擦力} & F_{fi} = N \mu_i = \rho g L^3 \mu_i \end{array} \quad (2.6)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{地盤と衝突体の摩擦力} & F_{fo} = N \mu_o = M_o g \mu_o \end{array} \quad (2.7)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{地盤の弾性力} & F_e = E \varepsilon L^2 \end{array} \quad (2.8)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{外力} & F \end{array} \quad (2.9)$$

各パラメータの説明および次元を以下に示す。

M_o : 衝突体質量 (kg)	M_s : 地盤の質量 (kg)	T : 時間 (s)
L : 長さ (m)	V : 速度 (m/s)	ρ : 地盤の密度 (kg/m ³)
C : 地盤の粘着力 (N/m)	μ_i : 地盤の内部摩擦係数	μ_o : 地盤と衝突体との摩擦係数
N : 垂直抗力 (N)	E : 地盤のヤング係数 (N/m)	ε : 地盤のひずみ
g : 重力加速度 (m/s ²)	α : 加速度 (m/s ²)	

2.3.3 実験の前提条件

今回は、以下の前提に基づき実験を行う。

- ・ 実験で用いる砂は、材料力学的に月面と同じ性質を示すレゴリスシミュラントを用いる。
- ・ 実験で用いる衝突体は実際のフットパットと同じ材質と仮定し、実際のフットパットの寸法の相似モデル (縮小模型) とする。

以上の前提から、原型と模型実験で等しくなるパラメータを以下に示す。以降、模型実験のパラメータには' を付けて示す。また地盤のひずみ ε は無次元量なので自動的に等し

くなる。

$$\rho = \rho' \quad (2.10)$$

$$C = C' \quad (2.11)$$

$$\mu_i = \mu'_i \quad (2.12)$$

$$\mu_o = \mu'_o \quad (2.13)$$

$$E = E' \quad (2.14)$$

$$\varepsilon = \varepsilon' \quad (2.15)$$

2.3.4 π ナンバーおよび相似則の導出

地盤の粘着力 (式 2.5) と地盤の弾性力 (式 2.8) は、実験の前提条件および次元的に同値になるので、ここでは粘着力のみ考慮する。さらに、ここでは物体の衝突以外の外力は作用しないと考える。以上の条件で、それぞれの物理法則の比を取り、その比が原型 (月面上) と模型実験 (地球上) で等しいとし、原型と模型実験の間で成り立つ関係式を求める。

1. 衝突体の慣性力 (式 2.1) と地盤の慣性力 (式 2.2) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{io}}{F_{is}} = M_o \frac{L}{T^2} \frac{1}{\rho L^3} \frac{T^2}{L} = \frac{M_o}{\rho L^3} \quad (2.16)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{M'_o}{\rho' L'^3} = \frac{M_o}{\rho L^3} \quad (2.17)$$

ここで、式 2.10 より以下の相似則を得る

$$\frac{M'_o}{M_o} = \left(\frac{L'}{L} \right)^3 \quad (2.18)$$

2. 衝突体の慣性力 (式 2.1) と衝突体の重力 (式 2.3) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{io}}{F_{go}} = M_o \frac{L}{T^2} \frac{1}{M_o g} = \frac{L}{T^2 g} \quad (2.19)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{L'}{T'^2 g'} = \frac{L}{T^2 g} \quad (2.20)$$

ここで、原型は月面を、模型は地球上を想定しているので、 $g = 1/6g'$ より以下の相似則を得る。

$$\frac{L'}{L} = 6 \left(\frac{T'}{T} \right)^2 \quad (2.21)$$

3. 衝突体の慣性力 (式 2.1) と地盤の重力 (式 2.4) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{io}}{F_{gs}} = M_o \frac{L}{T^2} \frac{1}{\rho g L^3} = \frac{M_o}{\rho g L^2 T^2} \quad (2.22)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{M'_o}{\rho' g' L'^2 T'^2} = \frac{M_o}{\rho g L^2 T^2} \quad (2.23)$$

ここで、式 2.10 と $g = 1/6g'$ を用いると以下の式を得る。

$$\left(\frac{L'}{L}\right)^2 \cdot \left(\frac{T'}{T}\right)^2 \frac{CL^2}{M_o g \mu_o} = \frac{1}{6} \frac{M'_o}{M_o} \quad (2.24)$$

上式に式 2.18 を用いると以下の式を得る。

$$\left(\frac{T'}{T}\right)^2 = \frac{1}{6} \frac{L'}{L} \quad (2.25)$$

したがって、式 2.21 と同様の相似則を得る。

4. 衝突体の慣性力 (式 2.1) と地盤の粘着力 (式 2.5) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{io}}{F_c} = M_o \frac{L}{T^2} \frac{1}{CL^2} = \frac{M_o}{CLT^2} \quad (2.26)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{M'_o}{C'L'T'^2} = \frac{M_o}{CLT^2} \quad (2.27)$$

ここで、式 2.11 を用いると以下の式を得る。

$$\frac{M'_o}{M_o} = \left(\frac{L'}{L}\right) \cdot \left(\frac{T'}{T}\right)^2 \quad (2.28)$$

ここで式 2.21 を用いると以下の相似則を得る。

$$\frac{M'_o}{M_o} = \frac{1}{6} \left(\frac{L'}{L}\right)^2 \quad (2.29)$$

5. 衝突体の慣性力 (式 2.1) と地盤の内部摩擦角 (式 2.6) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{io}}{F_{fi}} = M_o \frac{L}{T^2} \frac{1}{\rho L^3 g \mu_i} = \frac{M_o}{T^2 \rho L^2 g \mu_i} \quad (2.30)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{M'_o}{T'^2 \rho' L'^2 g' \mu'_i} = \frac{M_o}{T^2 \rho L^2 g \mu_i} \quad (2.31)$$

ここで、式 2.10、式 2.12、 $g = 1/6g'$ を用いると以下の式を得る。

$$\frac{M'_o}{M_o} = 6 \left(\frac{L'}{L} \right)^2 \cdot \left(\frac{T'}{T} \right)^2 \quad (2.32)$$

この式は 式 2.24 と同じなので、最終的に 式 2.21 と同様の相似則を得る。

6. 衝突体の慣性力 (式 2.1) と地盤と衝突体の摩擦力 (式 2.7) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{io}}{F_{fo}} = M_o \frac{L}{T^2} \frac{1}{M_o g \mu_o} = \frac{M_o}{T^2 \rho g \mu_o} \quad (2.33)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{M'_o}{T'^2 \rho' g' \mu'_o} = \frac{M_o}{T^2 \rho g \mu_o} \quad (2.34)$$

ここで、式 2.13、 $g = 1/6g'$ を用いると以下の式を得る。

$$\left(\frac{L'}{L} \right)^2 = 6 \left(\frac{T'}{T} \right)^2 \quad (2.35)$$

したがって、式 2.21 と同様の相似則を得る。

7. 地盤の慣性力 (式 2.2) と衝突体の重力 (式 2.3) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{is}}{F_{go}} = \rho L^3 \frac{L}{T^2} \frac{1}{M_o g} = \frac{\rho L^4}{M_o g T^2} \quad (2.36)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{\rho' L'^4}{M'_o g' T'^2} = \frac{\rho L^4}{M_o g T^2} \quad (2.37)$$

ここで、式 2.10、 $g = 1/6g'$ を用いると以下の相似則を得る。

$$\left(\frac{L'}{L} \right)^4 = 6 \frac{M'_o}{M_o} \left(\frac{T'}{T} \right)^2 \quad (2.38)$$

8. 地盤の慣性力 (式 2.2) と地盤の重力 (式 2.4) の比

$$\frac{F_{is}}{F_{gs}} = \rho L^3 \frac{L}{T^2} \frac{1}{\rho g L^3} = \frac{L}{g T^2} \quad (2.39)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{L'}{g' T'^2} = \frac{L}{g T^2} \quad (2.40)$$

ここで、 $g = 1/6g'$ を用いると以下の式を得る。

$$\frac{L'}{L} = 6 \left(\frac{T'}{T} \right)^2 \quad (2.41)$$

したがって 式 2.21 と同様の相似則を得る。

9. 地盤の慣性力 (式 2.2) と地盤の粘着力 (式 2.5) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{is}}{F_c} = \rho L^3 \frac{L}{T^2} \frac{1}{CL^2} = \frac{\rho L^2}{CT^2} \quad (2.42)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{\rho' L'^2}{C' T'^2} = \frac{\rho L^2}{CT^2} \quad (2.43)$$

ここで、式 2.10、式 2.11 から、以下の相似則を得る。

$$\frac{L'}{L} = \frac{T'}{T} \quad (2.44)$$

10. 地盤の慣性力 (式 2.2) と内部摩擦力 (式 2.6) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{is}}{F_{fi}} = \rho L^3 \frac{L}{T^2} \frac{1}{\rho g L^3 \mu_i} = \frac{L}{g T^2 \mu_i} \quad (2.45)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{L'}{g' T'^2 \mu'_i} = \frac{L}{g T^2 \mu_i} \quad (2.46)$$

ここで、式 2.12、 $g = 1/6g'$ から、以下の式を得る。

$$\frac{L'}{L} = 6 \left(\frac{T'}{T} \right)^2 \quad (2.47)$$

したがって 式 2.21 と同様の相似則を得る。

11. 地盤の慣性力 (式 2.2) と地盤と衝突体の摩擦力 (式 2.7) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{is}}{F_{fo}} = \rho L^3 \frac{L}{T^2} \frac{1}{M_o g \mu_o} = \frac{\rho L^4}{T^2 M_o g \mu_o} \quad (2.48)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{\rho' L'^4}{T'^2 M'_o g' \mu'_o} = \frac{\rho L^4}{T^2 M_o g \mu_o} \quad (2.49)$$

ここで、式 2.10、 $g = 1/6g'$ から、以下の式を得る。

$$\frac{CL^2}{M_o g \mu_o} \left(\frac{L'}{L} \right)^4 = 6 \left(\frac{T'}{T} \right)^2 \left(\frac{M'_o}{M_o} \right) \quad (2.50)$$

したがって 式 2.38 と同様の相似則を得る。

12. 衝突体の重力 (式 2.3) と地盤の重力 (式 2.4) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{go}}{F_{fs}} = M_o g \frac{1}{\rho g L^3} = \frac{M_o}{\rho L^3} \quad (2.51)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{M'_o}{\rho' L'^3} = \frac{M_o}{\rho L^3} \quad (2.52)$$

ここで、式 2.10 から、以下の式を得る。

$$\frac{M'_o}{M_o} = \left(\frac{L'}{L} \right)^3 \quad (2.53)$$

したがって 式 2.18 と同様の関係式を得る。

13. 衝突体の重力 (式 2.3) と地盤の粘着力 (式 2.5) の比から相似則を求める。

$$\frac{F_{go}}{F_c} = M_o g \frac{1}{CL^2} = \frac{M_o g}{CL^2} \quad (2.54)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{M'_o g'}{C' L'^2} = \frac{M_o g}{CL^2} \quad (2.55)$$

ここで、式 2.11、 $g = 1/6g'$ から、以下の式を得る。

$$\frac{M'_o}{M_o} = \frac{1}{6} \left(\frac{L'}{L} \right)^2 \quad (2.56)$$

したがって 式 2.29 と同様の相似則を得る。

14. 衝突体の重力 (式 2.3) と地盤の内部摩擦力 (式 2.6) の比から相似則を求める。

$$\frac{CL^2}{M_o g \mu_o} \frac{F_{go}}{F_{fi}} = M_o g \frac{1}{\rho g L^3 \mu_i} = \frac{M_o g}{\rho L^3 \mu_i} \quad (2.57)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{M'_o g'}{\rho' L'^3 \mu'_i} = \frac{M_o g}{\rho L^3 \mu_i} \quad (2.58)$$

ここで、式 2.10、式 2.12 から以下の式を得る。

$$\frac{M'_o}{M_o} = \left(\frac{L'}{L}\right)^3 \quad (2.59)$$

したがって 式 2.18 と同様の相似則を得る。

15. 衝突体の重力 (式 2.3) と地盤と衝突体の摩擦力 (式 2.7) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{go}}{F_{fo}} = M_o g \frac{1}{M_o g \mu_o} = \frac{1}{\mu_o} \quad (2.60)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{1}{\mu'_o} = \frac{1}{\mu_o} \quad (2.61)$$

ここで、実験の前提として定めた 式 2.13 より、この式は常に成り立つ。

16. 地盤の重力 (式 2.4) と地盤の粘着力 (式 2.5) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{gs}}{F_c} = \rho g L^3 \frac{1}{CL^2} = \frac{\rho g L}{C} \quad (2.62)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{\rho' g' L'}{C'} = \frac{\rho g L}{C} \quad (2.63)$$

ここで、式 2.10、式 2.11、 $g = 1/6g$ から以下の相似則を得る。

$$\frac{L'}{L} = \frac{1}{6} \quad (2.64)$$

17. 地盤の重力 (式 2.4) と地盤の摩擦力 (式 2.6) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{gs}}{F_{fi}} = \rho g L^3 \frac{1}{\rho g L^3 \mu_i} = \frac{1}{\mu_i} \quad (2.65)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{1}{\mu'_i} = \frac{1}{\mu_i} \quad (2.66)$$

ここで、実験の前提として定めた 式 2.12 よりこの式は常に成り立つ。

18. 地盤の重力 (式 2.4) と地盤と衝突体の摩擦力 (式 2.7) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{gs}}{F_{fo}} = \rho g L^3 \frac{1}{M_o g \mu_o} = \frac{\rho L^3}{M_o \mu_o} \quad (2.67)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{\rho' L'^3}{M'_o \mu'_o} = \frac{\rho L^3}{M_o \mu_o} \quad (2.68)$$

ここで、式 2.13 から以下の式を得る。

$$\left(\frac{L'}{L}\right)^3 = \frac{M'_o}{M_o} \quad (2.69)$$

したがって、式 2.18 と同じ相似則を得る。

19. 地盤の粘着力 (式 2.5) と地盤の摩擦力 (式 2.6) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_c}{F_{fi}} = CL^2 \frac{1}{\rho g L^3 \mu_i} = \frac{C}{\rho g L \mu_i} \quad (2.70)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{C'}{\rho' g' L' \mu_i} = \frac{C}{\rho g L \mu_i} \quad (2.71)$$

ここで、式 2.10、式 2.13、 $g = 1/6g$ から以下の式を得る。

$$\left(\frac{L'}{L}\right) = \frac{1}{6} \quad (2.72)$$

したがって、式 2.64 と同じ相似則を得る。

20. 地盤の粘着力 (式 2.5) と地盤と衝突体の摩擦力 (式 2.7) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_c}{F_{fo}} = CL^2 \frac{1}{M_o g \mu_o} = \frac{CL^2}{M_o g \mu_o} \quad (2.73)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{C' L'^2}{M'_o g' \mu'_o} = \frac{CL^2}{M_o g \mu_o} \quad (2.74)$$

ここで、式 2.11、式 2.13、 $g = 1/6g$ から以下の式を得る。

$$\frac{M'_o}{M_o} = \frac{1}{6} \left(\frac{L'}{L}\right)^2 \quad (2.75)$$

したがって、式 2.29 と同じ相似則を得る。

21. 地盤の摩擦力 (式 2.6) と地盤と衝突体の摩擦力 (式 2.7) の比から π ナンバーを求める。

$$\frac{F_{fi}}{F_{fo}} = \rho L^3 g \mu_i \frac{1}{M_o g \mu_o} = \frac{\rho L^3 \mu_i}{M_o \mu_o} \quad (2.76)$$

原型と模型実験でこの比を一致させる。

$$\frac{\rho' L'^3 \mu'_i}{M'_o \mu'_o} = \frac{\rho L^3 \mu_i}{M_o \mu_o} \quad (2.77)$$

ここで、式 2.10、式 2.12、式 2.13 から以下の式を得る。

$$\left(\frac{L'}{L}\right)^3 = \frac{M'_o}{M_o} \quad (2.78)$$

したがって、式 2.18 と同じ相似則を得る。

2.3.5 相似則の整理

以上の過程で最終的に得られた相似則は 式 2.18、式 2.21、式 2.29、式 2.38、式 2.44、式 2.64 となる。改めて列挙すると以下ようになる。

$$\begin{aligned} \frac{M'_o}{M_o} &= \left(\frac{L'}{L}\right)^3 \\ \frac{L'}{L} &= 6 \left(\frac{T'}{T}\right)^2 \\ \frac{M'_o}{M_o} &= \frac{1}{6} \left(\frac{L'}{L}\right)^2 \\ \left(\frac{L'}{L}\right)^4 &= 6 \frac{M'_o}{M_o} \left(\frac{T'}{T}\right)^2 \\ \frac{L'}{L} &= \frac{T'}{T} \\ \frac{L'}{L} &= \frac{1}{6} \end{aligned}$$

これらの関係式を全て満足する解を求めると、以下のような相似則が導かれる。

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{縮尺} & \frac{L'}{L} = \frac{1}{6} \end{array} \quad (2.79)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{時間} & \frac{T'}{T} = \frac{1}{6} \end{array} \quad (2.80)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{速度} & \frac{V'}{V} = 1 \end{array} \quad (2.81)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{加速度} & \frac{\alpha'}{\alpha} = 6 \end{array} \quad (2.82)$$

$$\begin{array}{ll} \cdot \text{衝突体質量} & \frac{M'_o}{M_o} = \frac{1}{216} \end{array} \quad (2.83)$$

アポロ計画においても、スケールモデルによる月面着陸時の転倒解析などで相似則が使われている。表 2.3 [22] にその相似則を示す。表 2.3 において、今回の実験と同じく、 $l = 1/6$ 、 $\beta = 6$ とすれば、上記に示した $1/6G$ 相似則が得られる。図 2.4 にアポロ計画で着陸機の転倒解析で使われた $1/6$ スケール模型 [23] を示す。本実験とおなじような砂地盤に対する衝突問題としては、地盤に埋設された構造物の応答を実験的に推定することを目的に、遠心载荷装置内での砂地盤への剛球衝突実験が行われている。この実験での地盤への衝突速度は、150～250 m/s と本実験より高速だが、上記の仮定で導かれたものと同じ相似則が求められ、実験的にも確かめられている。

ただ、上記の相似則を導く過程において、原型 (月面) に対し実験 (地球) で用いる全ての試験体が $1/6$ スケールの相似模型であると仮定したが、実際の実験では、月の砂と同じ粒径分布をもつレゴリスシミュラントを用いるため、レゴリスシミュラントのスケールだけは $1/6$ スケールになっていない。今回のような砂に関する縮小模型実験の多くの場合で、実際の砂の縮小スケールでなおかつ実際の砂と同じ材料力学的特徴をもつ実験用砂を用意することは極めて困難であり、一般的には、実際の砂と同じ砂で実験することが多い。しかし、この砂粒子が縮小モデルになっていないことを要因とするスケール効果 (粒子径効果) があるという研究結果もあり [24] [25]、今後注意が必要である。

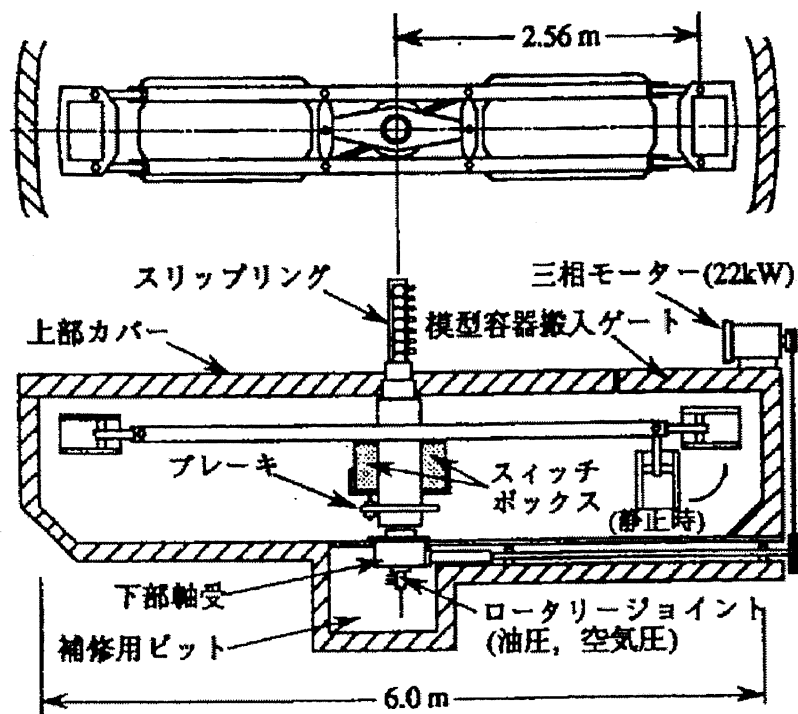


図 2.3 遠心载荷装置 [17]

表 2.2 液状化実験で用いられる相似則 [18]

単位	遠心力場
長さ	$1/n$
単位体積重量	$1/n$
時間	$1/n$
応力	1
間隙水圧	1
変位	$1/n$
加速度	n
地盤の透水係数	1

表 2.3 Scale Relationships for Earth Model of Lunar Landing Moudule [22]

Quantity	Lunar full scale	Scale factor	Eath model scale
Length	l	λ	λl
Stress(energy strap)	σ	l	σ
Acceleration	a	β	βa
Area	A	λ^2	$\lambda^2 a$
Force	σA	λ^2	$\lambda^2 F$
Mass	F/a	λ^2/β	$\frac{\lambda^2}{\beta} m$
Velocity	\sqrt{al}	$\sqrt{\beta\lambda}$	$\sqrt{\beta\lambda}$
Inertia	m/l^2	λ^4/β	$\frac{\lambda^4}{\beta} Im$
Angular velocity	l/t	$\sqrt{\beta/\lambda}$	$\sqrt{\beta\lambda}\omega$
Angular acceleration	l/t^2	β/λ	$\frac{\beta}{\lambda}\alpha$

λ = Geometric modele scale

β = Gravitational ratio,6(earth/monn)

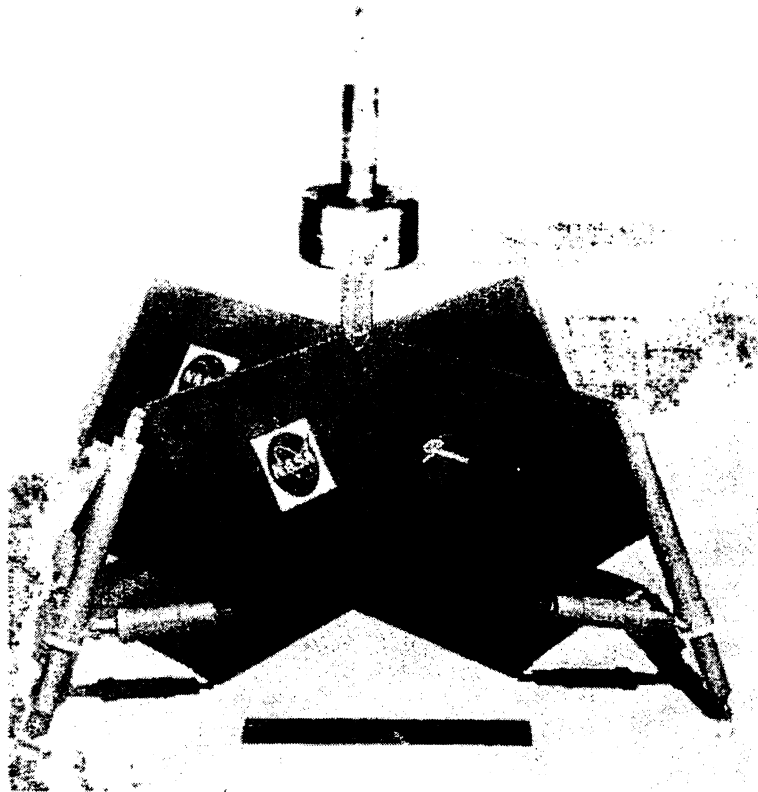


図 2.4 アポロ計画で用いられた 1/6 スケールモデル [23]

2.4 レゴリスシミュラント

今回の実験では、1/6 G 相似則で前提として用いたように、実際の月の砂と同じ材料力学的特徴を持つ砂を用いた実験を行う必要がある。砂という材料は、その材料力学的性質が、個々の粒子径、全体の粒径分布、粒子形状、粒子表面の粗さ 材質、堆積状態など多くのパラメータに依存している材料である。したがって、テラメカニクス分野での実験では、実際の地盤に関する問題を室内の実験から検討する場合、実験対象としている地盤を構成する 土壌とおなじ土壌を用いた実験が行われることが多い。したがって月面を対象とした実験でも、実際の月の砂を用いることが望ましいと言える。

ならば、月面を対象とした実験の場合を考えれば、月の砂は、1969 年から始まったアポロ計画で、約 370 kg の砂や岩石が地球に持ち帰られているが、その実際の月の砂を簡単に実験で用いることができる状況ではもちろん無いので、何か別の材料で代用しなければならない。そのためには、まずは月の砂の性状を知る必要がある。

月の表面は、岩石が露出している部分以外は、レゴリスと呼ばれる細かい砂で覆われており、月の海といわれる表面がレゴリスで覆われている部分でのレゴリス層の厚さは、深いところで 30 m に及ぶと観測されている。レゴリスは隕石や微小流星体といわれる細かい粒子の衝突や昼夜の温度差による岩石の破壊で形成されたと言われており、レゴリスの粒子径は、土質力学の分類に沿えば、細砂からシルト程度と非常に細かい。身近な物質で言えば、小麦粉やコンクリートなどがレゴリスの粒径に近い。また、レゴリスの粒径分布は非常に良く、細かい粒子から比較的粗い粒子まで幅広い径の粒子で構成されているのが特徴である。図 2.5 [26] に アポロ 17 号のリターンサンプルであるレゴリスの粒径分布を示す。

レゴリスの材料力学的特性は、川砂など一般的な地球上の砂とは大きく異なる。例えば、レゴリスはその粒径分布の良さから、振動を少しあたえるだけで簡単に締固めることができる。つまり、レゴリスが入っている容器の周囲をハンマーで数回叩くだけでも、指で穴を掘ることが難しい程度の密度まで簡単に締固まり、非常に強固な地盤になる。また、砂地盤の強度を表す際に重要な材料力学パラメータの一つに内部摩擦角があるが、レゴリスの内部摩擦角は 45~55 度と、一般的な地球上の土壌から見ると、非常に高くなっている。

表 2.4 [27] に地球上の一般的な土壌の内部摩擦角を示す。レゴリスの高い内部摩擦角は、レゴリス粒子径分布の良さと、レゴリス粒子の表面に存在する多くの鋭利な凸凹同士が互いに噛み合うためと言われている。このような粒子表面の鋭利な凸凹は、大気および水が存在する地球上では、粒子が飛ばされたり流されたりする際の粒子同士が擦れ合い粒子表面が摩耗することで、自然に円みを帯びた粒子になるため、川砂などの一般的な地球上の砂には存在せず、レゴリスの材料力学的性質が地球上の土壌と大きく異なる要因と

なっている。また、このレゴリスの鋭利な凸凹は、内部摩擦角だけでなく、地球上では水を含まない砂には見られない粘着力を発生させる。実際、アポロ 11 号の月面着陸で有名な「人類初の地球外地点での第一歩」は、宇宙飛行士のブーツの裏の凸凹を非常に鮮明に残している。このとき宇宙飛行士も「地球上の湿った砂に似ている。」といったコメントを残している。このレゴリスの粘着性は、アポロ計画においても、レゴリスの宇宙服への付着問題などを引き起こし、月面で活動した宇宙飛行士を大いに悩ましていた [28]。レゴリスの粘着性は、レゴリスの付着問題の一因であり、現在、有人月面探査を再開するにあたって、例えば宇宙服のシール部分への付着によるシールの破損、月面ローバーへの付着による回転機構部分への噛み込みなど、多くの課題について研究が盛んに行われている [28]。

したがって、月面を対象とした実験では、地球上に存在する砂の組合せで代用することは難しく、レゴリスの特徴を模擬した砂を特別に作り出す必要がある。そのような意図で作られた砂を、レゴリスシミュラントと言う。一般的に、レゴリスシミュラントは、地球上の火成岩を粉碎し、表面の凸凹を残した状態で粒径毎に選別し、月の砂の粒径分布に併せて、再度ブレンドして製作される。アメリカではミネソタ大学が製作した MLS-1 や、ジョンソンスペースセンターで製作された JSC-1 などが、レゴリスシミュラントとして知られている [29] [30] [31]。

今回の実験では、清水建設が製作したレゴリスシミュラント FJS-1 [32] を用いた。この砂は、富士山の溶岩を粉碎し、粒径分布をレゴリスに合わせて整えたものである。

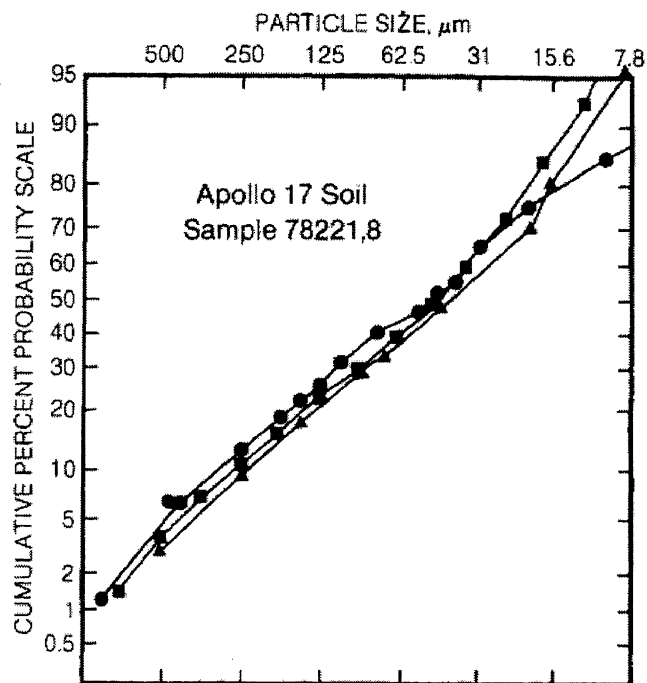


図 2.5 アポロ 17 号リターンサンプルの粒径分布 [26]

表 2.4 一般的な土質の内部摩擦角 [27]

土質	含水状態	内部摩擦角 (度)
粘土	飽和	0~2
	湿潤	4~6
	乾燥	8~12
粘土混じり砂	湿潤	15~20
	乾燥	30~35
砂	湿潤	25~30
	乾燥	30~35
砂および砂利	湿潤	25~30
	乾燥	35~40

2.5 実験結果

月面着陸時の衝撃加速度と沈下量を求めるために3回の実験を行った。1回目と2回目の実験は予備実験とし、衝撃加速度と沈下量に対する大気中と真空中の影響および底面形状の違いによる影響について検討した。3回目の実験は本実験とし落下質量と衝突速度の影響を検討することを目的に種類の底面形状に絞り実験を行った。

2.5.1 予備実験 (実験 1)

- 実験日時:2003 年 9 月 25 日、27 日
- 実験の目的:
 1. 衝撃加速度と沈下量に対する大気中、真空中の違いを計測する。
 2. 衝撃加速度と沈下量に対する底面形状の違いを計測する。

- 実験地盤の密度管理について: .

砂を対象とした実験では、砂の密度によって砂地盤の材料力学的性質が大きく異なるために、実験で用いる砂地盤の密度管理が重要になる。テラメカニクス分野での本格的な砂地盤の実験では、実験ごとに砂を専用の器具で作り替え、厳密な密土管理を行う。3章で述べるアポロの地盤実験においても密度管理は専用の器具を用いて慎重に行われている。しかし、今回の実験ではそのような密度管理を行う器具は準備できなかった。またたとえ厳密な密度管理を行っても、今回の実験では、実験用砂地盤を真空槽内に設置して真空引きを行うため、真空引きの際に砂粒子間の空気が抜け予測できない密度変化が生じる。例えば、真空引きの速度を調整せず、真空ポンプの能力を全開にして真空引きをおこなうと、砂粒子間の空気が急速に引かれ、まるで噴水のように砂が噴きあがる現象が観測される。今回の実験に先立ち、何回か真空引きを行った結果、真空槽の弁を手動で調整し真空引きの速度を調節することで、砂流子の噴きあがりを抑えられ、また、一度真空引きを行った地盤を大気中に戻した後、再び真空引きを行う際には、最初の真空引きよりは砂の噴きあがりが抑えられることが判明した。したがって第1回目の実験では、以下の手順で行い実験地盤がなるべく同じ密度になるように考慮し、真空の影響、底面形状の影響を検討した。

1. 最初の落下は円柱の衝突体を用い真空中で行う。2度目は円柱の衝突体を用い、大気中で行う。3度目は、円柱以外の底面形状の衝突体を用い、真空中で行う。
2. 後述するように、実験地盤の密度条件をなるべく等しくするために、今回は衝突体の落下毎に地盤を作り変えず、同じ地盤を用いて3回の落下実験を行うた

め、落下地点周辺の実験地盤が衝突によってあまり変化しないように落下質量と落下高さを調節し実験を行う。

3. 1 度目から 3 度目まで同じ実験地盤を用いて落下実験を行う。すなわち、砂容器を円周方向に 120 度程度回転させ次の落下実験を行い、同一地盤で計 3 度の落下実験を行う。

以上のような実験過程を経ることで、実験結果に地盤密度の不均一性による影響を生じにくいように配慮し、真空、大気中、底面形状の影響を明らかにすることを目標に実験を行った。

- 実験条件一覧: 表 2.5 に実験条件一覧を示す。
- 実験結果:
図 2.7～図 2.9 に各実験の衝撃加速度の比較、図 2.10～図 2.12 に各実験の沈下量の比較を示す。衝撃加速度は得られた計測結果に 1000 Hz でローパスフィルタをかけた値を示す。沈下量については 2.2.2 項で述べたように、レーザー変位計の計測周期の関係で階段状のデータになっている。

2.5.2 予備実験 (実験 2)

- 実験日時:2003 年 11 月 1 日
- 実験の目的: 第 1 回目実験と同様に、衝撃加速度と沈下量に対する大気中、真空中の影響および底面形状の影響を計測するために行う。また今回の実験では、落下質量を 723 g に、落下高さを 550 cm と 460 cm で行う。
- 実験地盤の密度管理について:
地盤の密度管理は、第 1 回目実験と同様に行う。
- 実験条件一覧: 表 2.6 に実験条件一覧を示す。
- 実験結果:
図 2.13～図 2.16 に各実験の衝撃加速度の比較、図 2.17～図 2.20 に各実験の沈下量の比較を示す。衝撃加速度は得られた計測結果に 1000 Hz でローパスフィルタをかけた値を示す。沈下量については、予備実験 (実験 1) と同じくレーザー変位計の計測周期の関係で階段状のデータになっている。

2.5.3 本実験 (実験 3)

- 実験日時:2003 年 12 月 10 日、12 月 19 日、12 月 26 日、2004 年 1 月 8 日
- 実験の目的: 第 1、2 回目の実験とは異なり、衝突体を円柱試験体に、真空中落下に限定し、衝撃加速度および沈下量に対する落下質量、衝突速度の影響、地盤密

度の影響の計測を目的に実験を行う。4 シリーズの実験を行い、1、2、3 シリーズでは地盤の密度が高い状態を、4 シリーズ目では地盤の密度が低い状態での試験も行った。

- 実験地盤の密度管理について:

今回の実験では、落下質量、衝突速度ともに、いままでの実験より大きくなるため、実験毎に地盤を一定密度に作りなおす必要があった。このため、実験毎に容器中の砂を一度攪拌し、その後砂容器側面をハンマーで叩き、その叩く回数を一定にすることで、地盤密度の管理を行った。地盤の密度は、地盤を作り替える毎にベーンせん断試験機で測定した。ベーンせん断試験機による測定は、実験前の真空引きを行う前に、実験地盤の端、中心、反対側の端、落下後に大気圧に戻した後に、衝突体を取り去った後の落下地点の計 4 点の計測を行った。ベーンせん断試験で得られた値 x と地盤密度の関係は、事前の測定により、以下の式で表される。

$$\text{密度 (g/cm}^3\text{)} = 0.2938 \times \log(x \times 9.8 \times 1000) + 1.54 \quad (2.84)$$

地盤の密度は、1、2、3 シリーズでは地盤の密度が高い状態で、地盤密度 1.9 g/cm^3 を、4 シリーズ目での密度が低い状態で、地盤密度 1.6 g/cm^3 を目指して地盤を作成した。使用したレゴリスシミュラントの物性値から密な場合は相対密度 0.8、密度が低い場合は相対密度 0.3 に相当する。これらの密度は、アポロ計画での実測から作成された月面の地盤密度モデルによれば、密度が高い状態 (相対密度 0.8) 月面下 7~8 cm 付近、密度が低い状態 (相対密度 0.3) で月面下 1~2 cm 付近に相当する。図 2.6 に月面の地盤密度モデルを示す。

- 衝突体の落下質量について:

衝突体の落下質量は、530 g、824 g、1065 g とした。質量の影響を把握するため、1:1.5:2 になるように設定した。1065 g 以上の落下質量による実験は、実験装置の大きさから無理があると判断し、1065g を上限値とした。この落下質量は、1/6 G 相似則を適用すれば、月面に着陸した場合、1 脚当たりそれぞれ、114 kg、118 kg、230 kg の落下質量を負担していることに相当する。月軟着陸実験計画実験提案書 (SELENE-B) [5] によると、ドライ重量が 520 kg 以下を目標値としているため、ちょうど 4 脚同時接地から 2 脚同時接地程度の負担質量に相当する。

- 実験条件一覧: 表 2.7 に実験条件およびベーンせん断測定値一覧を示す。

- 実験結果:

図 2.21~ 図 2.88 に各実験の衝撃加速度および沈下量を示す。図 2.21~ 図 2.54 までは計測した全体を示し、図 2.55~ 図 2.88 までは衝突付近を拡大したものを示す。衝撃加速度は実測値と実測値に 1000 Hz でローパスフィルタをかけた値両方を示す。図中の凡例で「加速度 (LPF)」なるものがローパスフィルタをかけた加速度グラフを示す。沈下量はレーザ変位計のサンプリング周期がデータレコーダのサ

ンプリング周期より長いために、予備実験で示したように本来であれば階段状になるが、本実験の場合は、計測後のデータ整理段階で階段の midpoint を結びフラットにしてグラフ出力した。そして衝突速度については、フラットにした加速度データから衝突時間を割り出し、その時点から $250\ \mu\text{s}$ 時間前までの位置データの変化量を用いて算出した。

表 2.5 実験条件一覧 (第 1 回目実験)

試験番号 ¹⁾	衝突体の形状	質量 (g)	落下高さ (cm)	大気中/真空中
1-1	円柱	530	560	真空
	円柱	530	560	大気中
	球形	530	560	真空
1-2	円柱	530	560	真空
	円柱	530	560	大気中
	円錐	530	560	真空
1-3 ²⁾	円柱	530	560	真空
	円柱	530	560	大気中
	円柱	530	560	真空
	円柱	530	530	大気中

¹⁾ 試験番は同じ地盤を用いたことを表す。

²⁾ 試験番 (1-3) は円柱のみの落下試験を 4 回行った。

表 2.6 実験条件一覧 (第 2 回目実験)

試験番号 ¹⁾	衝突体の形状	質量 (g)	落下高さ (cm)	大気中/真空中
2-1	円柱	723	550	真空
	円柱	723	550	大気中
	球形	723	550	真空
2-2	円柱	723	550	真空
	円柱	723	550	大気中
	皿型	723	550	真空
2-3	円柱	723	460	真空
	円柱	723	460	大気中
	球形	723	460	真空
2-4	円柱	723	460	真空
	円柱	723	460	大気中
	皿型	723	460	真空

¹⁾ 試験番は同じ地盤を用いたことを表す。

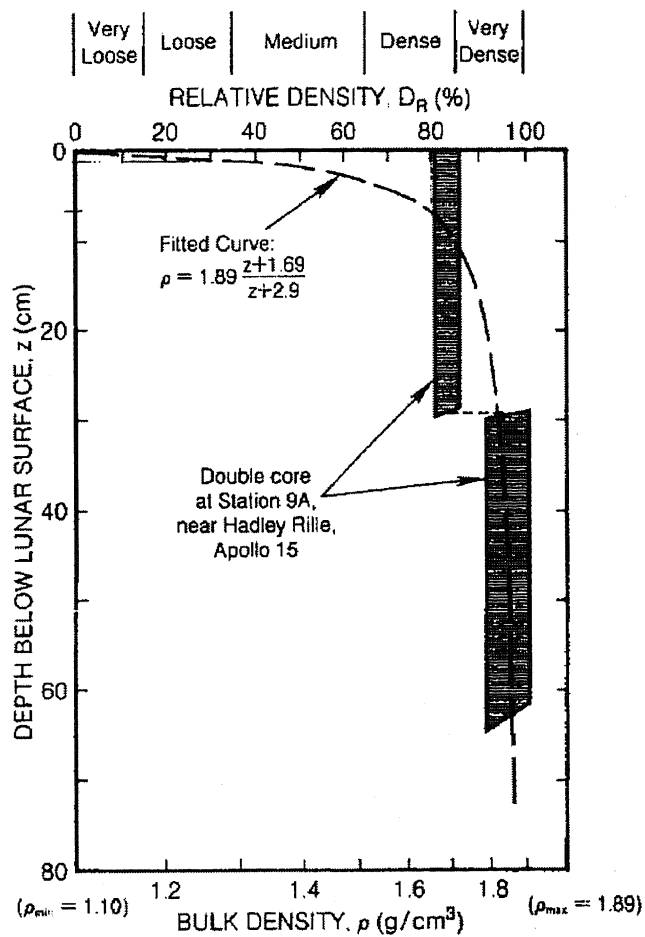


図 2.6 アポロデータによる月の地盤密度モデル [26]

表 2.7 実験条件およびベーンせん断測定結果一覧 (第 3 回目実験)

試験番号	質量 (g)	落下高さ (cm)	ベーンせん断値				地盤密度 (g/cm^3)	
			端 1	中央	端 2	落下点	落下前密度 (平均)	落下後密度
3-1-1	530	176	430	460	490	320	1.98	1.88
3-1-2	530	350	410	490	460	310	1.98	1.87
3-1-3	530	495	380	330	400	270	1.92	1.83
3-1-4	824	495	410	320	400	270	1.92	1.83
3-1-5	824	350	450	390	500	270	1.97	1.83
3-1-6	824	163	440	410	440	440	1.96	1.97
3-1-7	1065	155	430	370	420	270	1.95	1.83
3-1-8	1065	324	390	290	350	290	1.90	1.85
3-1-9	1065	487	330	290	340	230	1.88	1.78
3-2-1	1065	487	330	260	260	170	1.84	1.96
3-2-2	1065	342	400	320	430	250	1.93	1.80
3-2-3	824	155	430	410	440	330	1.96	1.89
3-2-4	1065	342	410	340	400	170	1.96	1.83
3-2-5	824	161	370	340	400	170	1.93	1.83
3-2-6	824	350	360	360	440	250	1.93	1.80
3-2-7	824	500	420	350	320	200	1.91	1.74
3-2-8	824	500	410	300	390	160	1.92	1.67
3-2-10	530	500	350	360	380	300	1.91	1.86
3-2-11	530	360	420	460	400	350	1.96	1.90
3-2-12	530	176	490	510	480	330	2.00	1.89
3-2-13	823	501	420	300	350	160	1.91	1.67
3-3-1	824	501	390	410	370	150	1.93	1.65
3-3-2	824	501	370	400	430	170	1.94	1.69
3-3-3	824	501	410	330	390	160	1.92	1.67
3-3-4	1065	334	330	360	380	160	1.91	1.67
3-3-5	824	523	320	320	360	160	1.89	1.67
3-3-7	824	378	410	320	340	220	1.91	1.77
3-3-8	824	189	340	310	340	300	1.89	1.86
3-4-1	824	523	340	320	250	210	1.86	1.75
3-4-2	824	523	130	130	100	150	1.59	1.65
3-4-3	824	373	120	90	110	220	1.55	1.77
3-4-4	824	190	130	140	150	120	1.63	1.59
3-4-5	1065	523	120	110	100	150	1.56	1.65
3-4-6	530	523	140	150	120	130	1.63	1.61

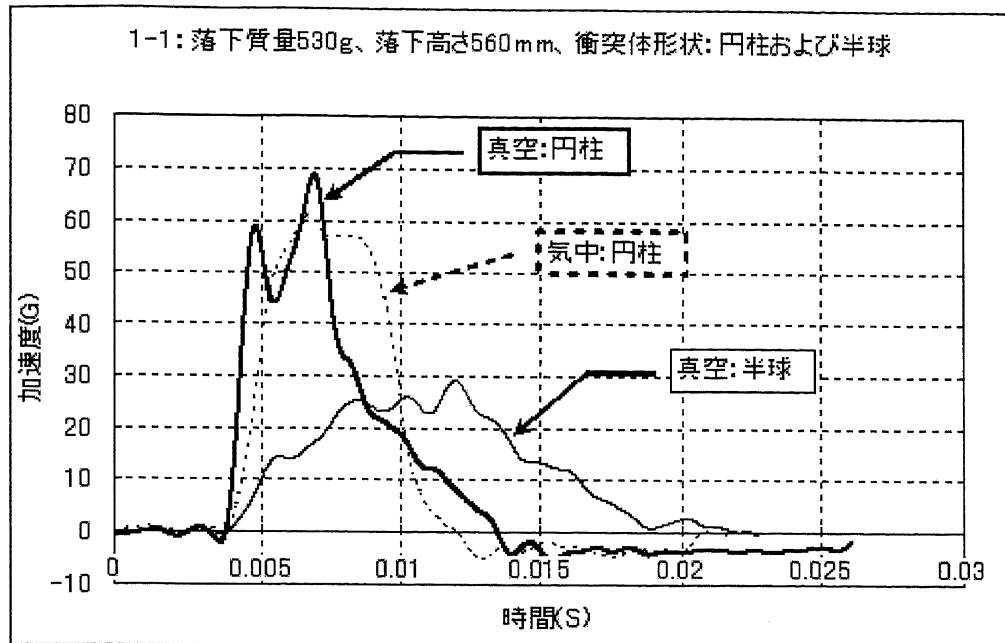


図 2.7 真空および大気中での衝撃加速度的比較 (第 1 回目実験:実験 1-1)

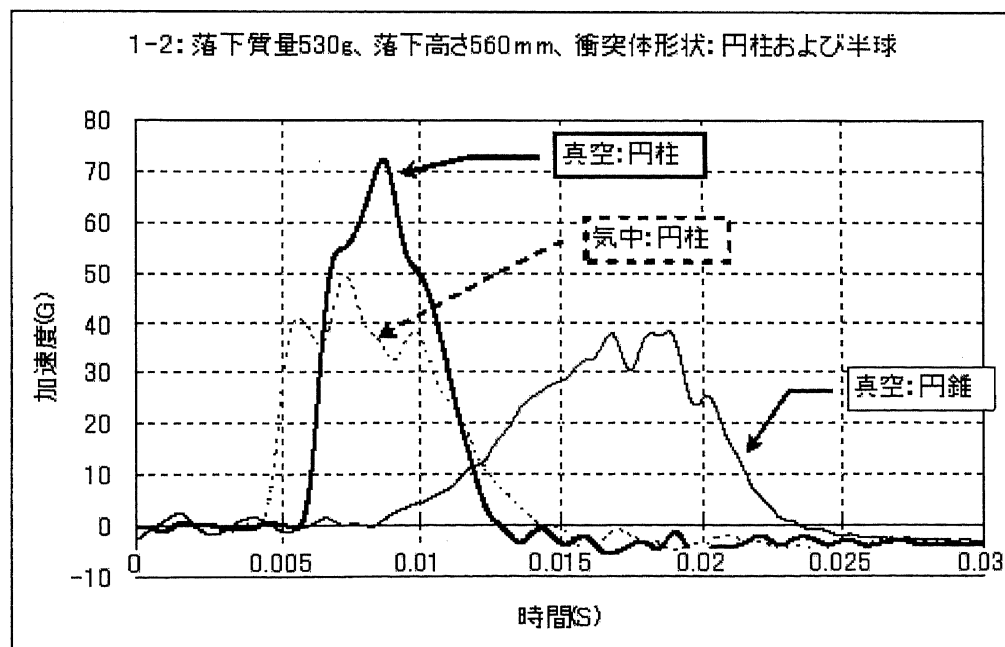


図 2.8 真空および大気中での衝撃加速度的比較 (第 1 回目実験:実験 1-2)

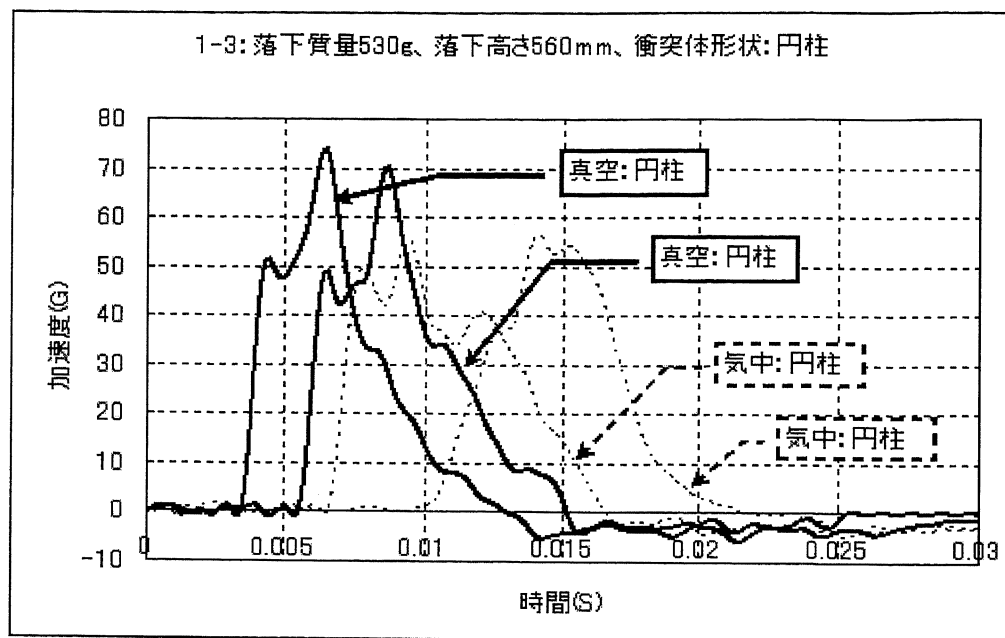


図 2.9 真空および大気中での衝撃加速度の比較 (第 1 回目実験: 実験 1-3)

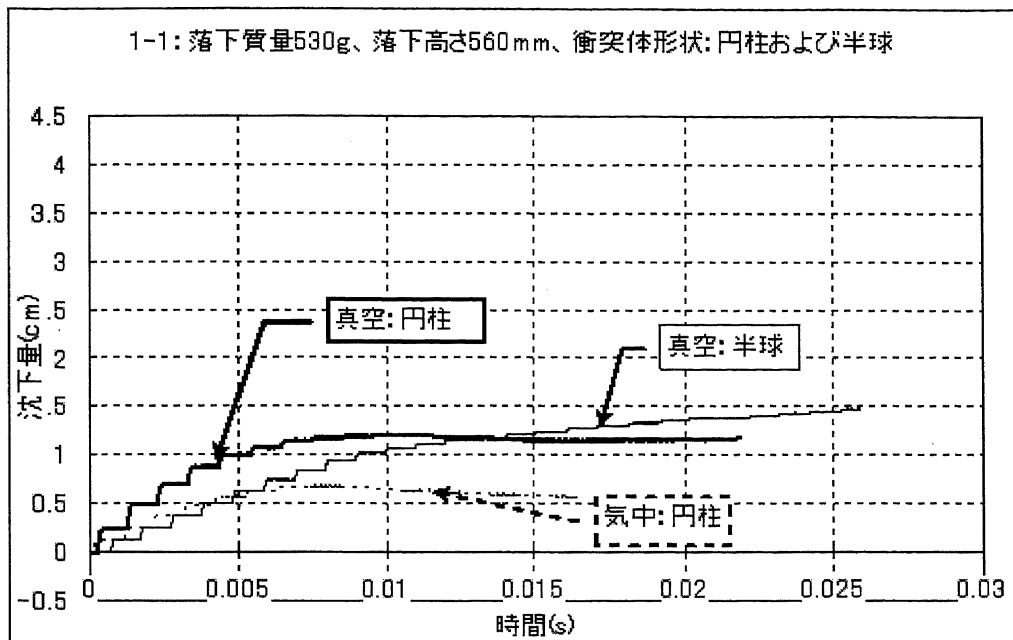


図 2.10 真空および大気中での沈下量の比較 (第 1 回目実験: 実験 1-1)

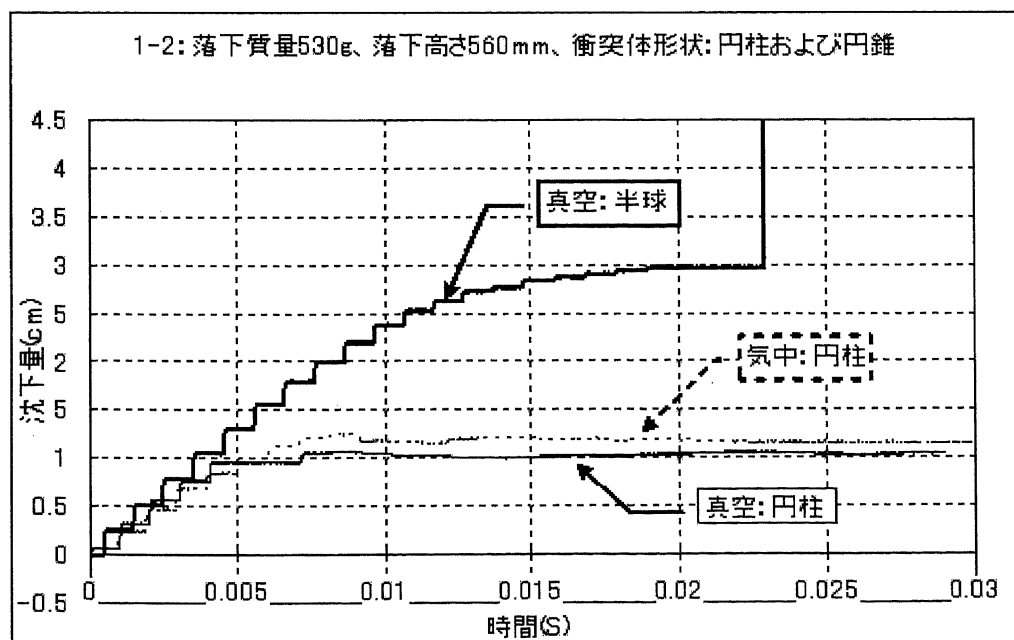


図 2.11 真空および大気中での沈下量の比較 (第 1 回目実験: 実験 1-2)

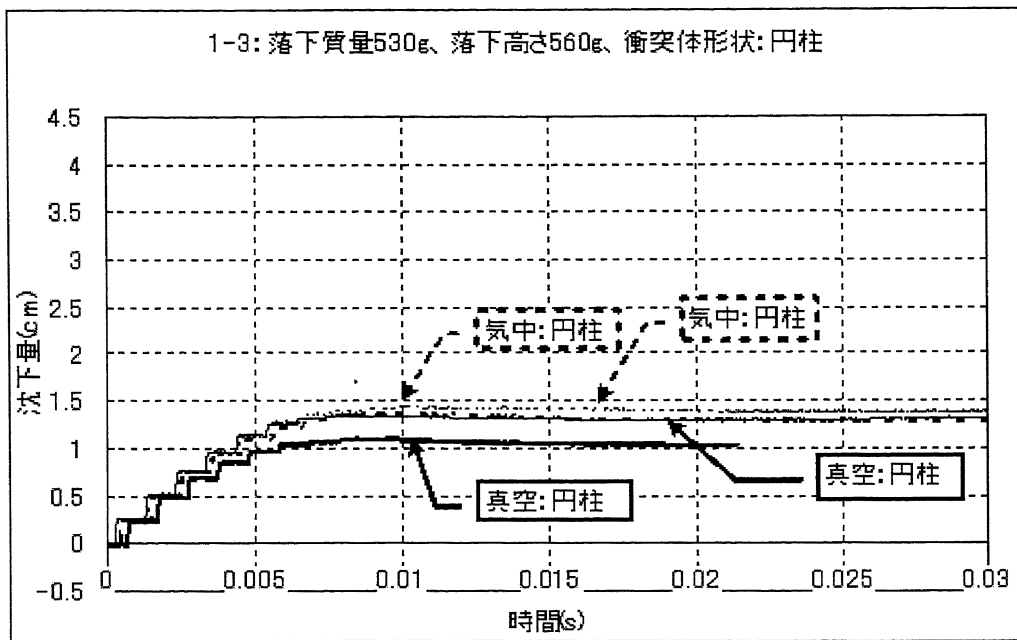


図 2.12 真空および大気中での沈下量の比較 (第 1 回目実験:実験 1-3)

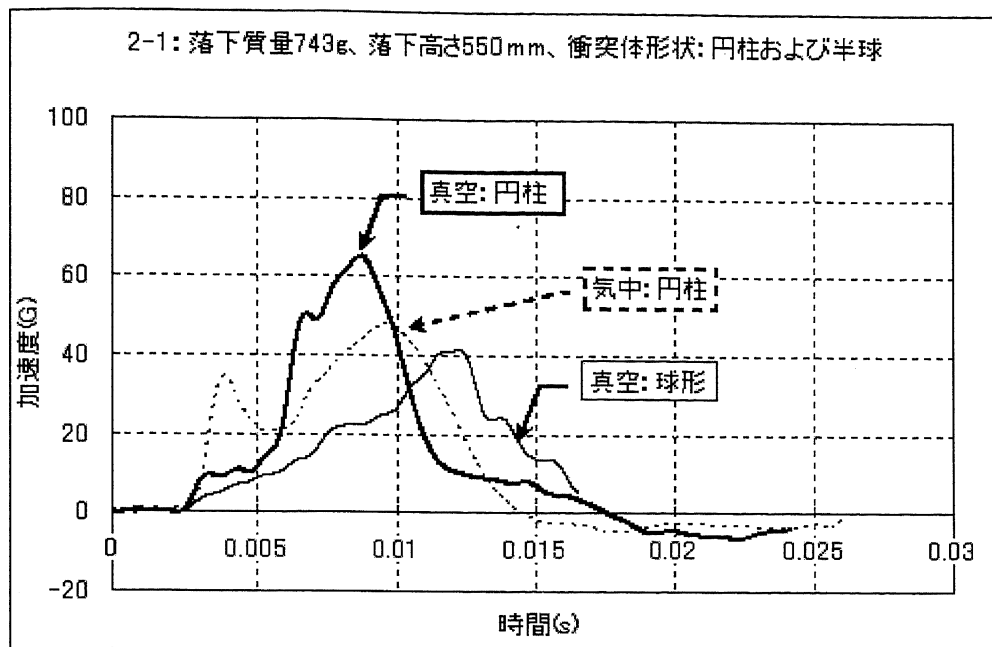


図 2.13 真空および大気中での衝撃加速度の比較 (第 2 回目実験: 実験 2-1)

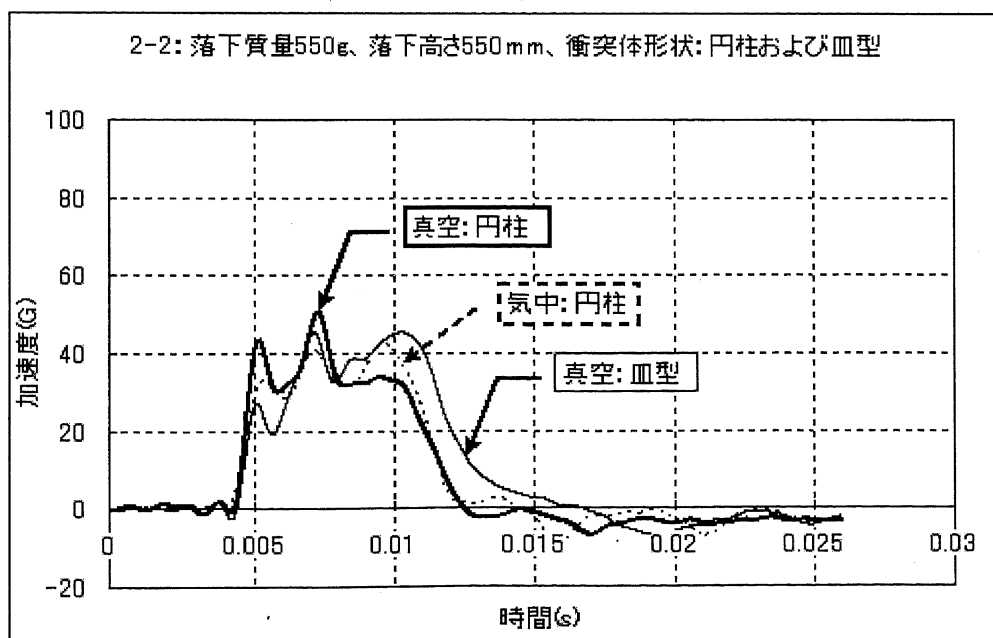


図 2.14 真空および大気中での衝撃加速度の比較 (第 2 回目実験: 実験 2-2)

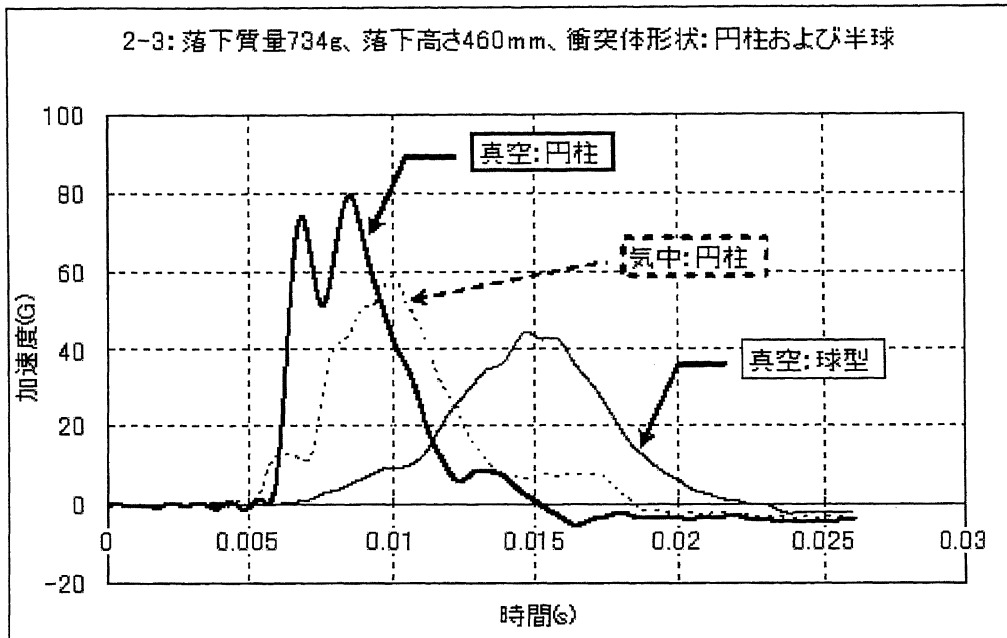


図 2.15 真空および大気中での衝撃加速度の比較 (第 2 回目実験: 実験 2-3)

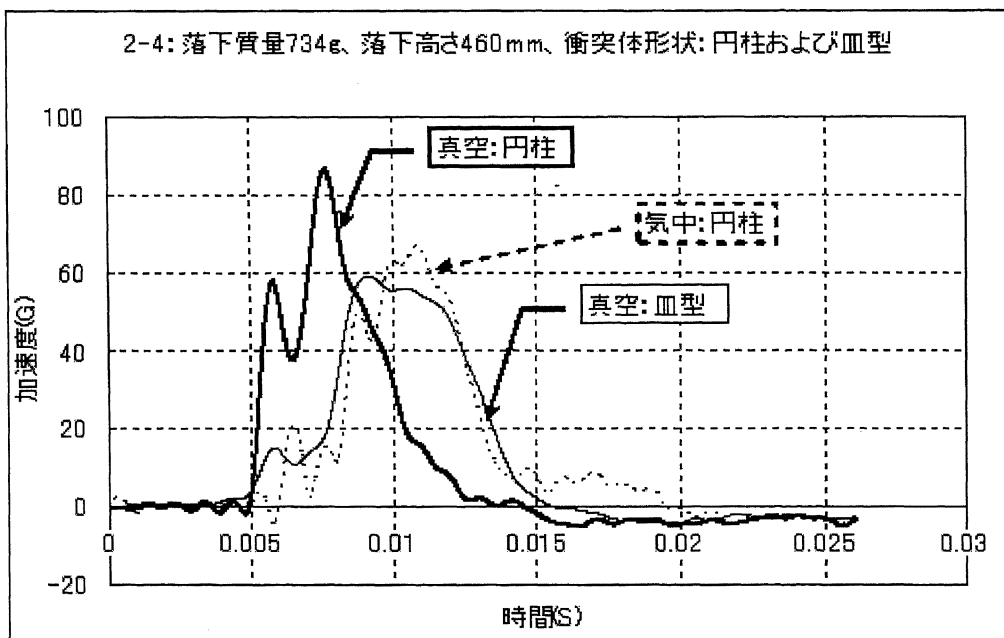


図 2.16 真空および大気中での衝撃加速度の比較 (第 2 回目実験: 実験 2-4)

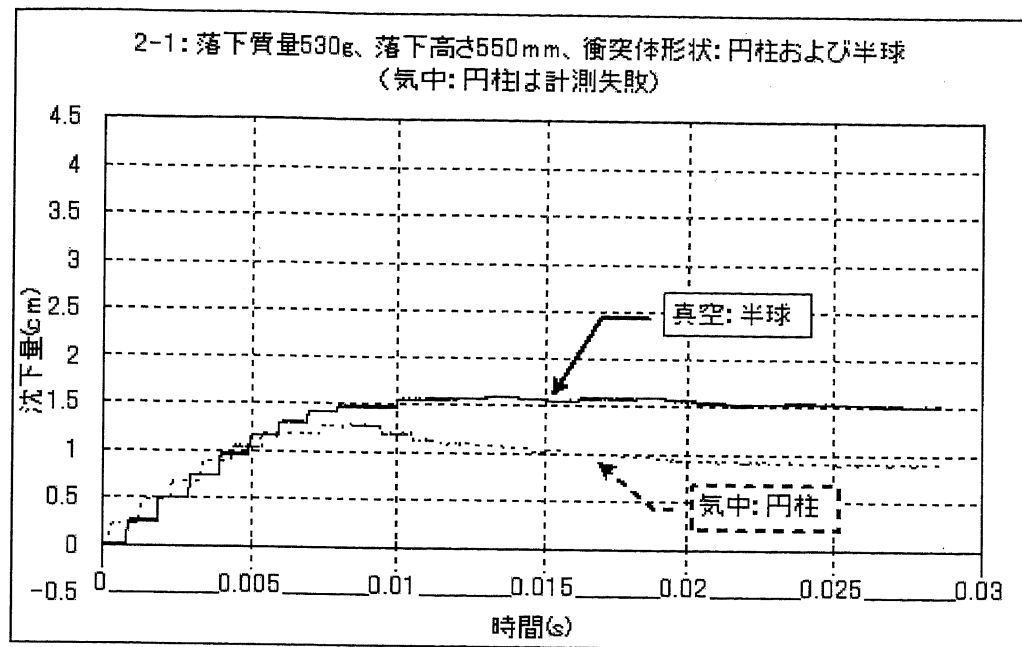


図 2.17 真空および大気中での沈下量の比較 (第 2 回目実験: 実験 2-1)

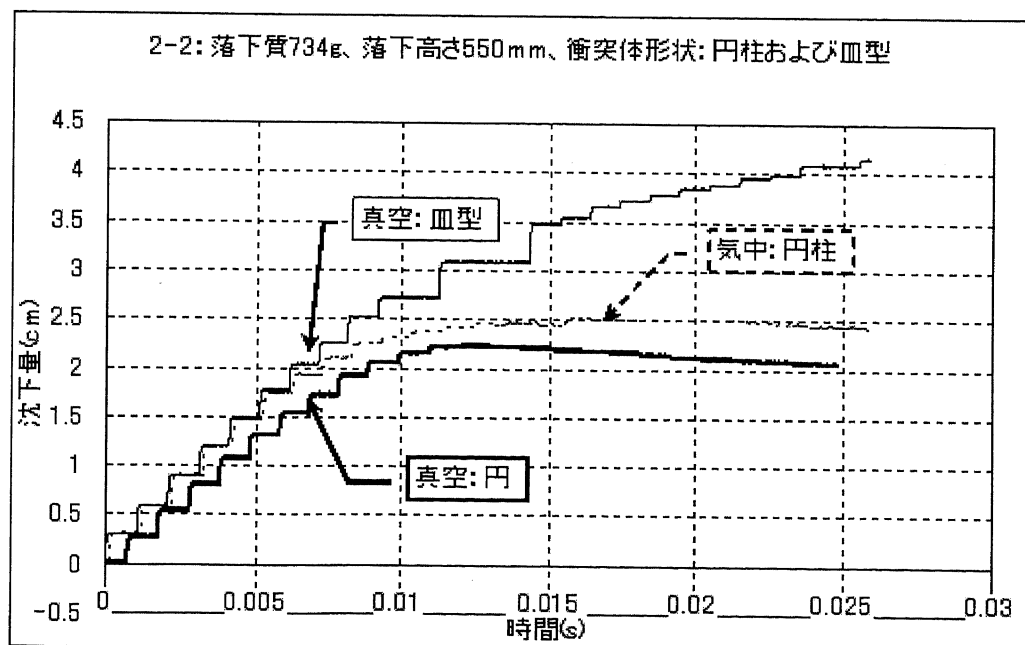


図 2.18 真空および大気中での沈下量の比較 (第 2 回目実験: 実験 2-2)

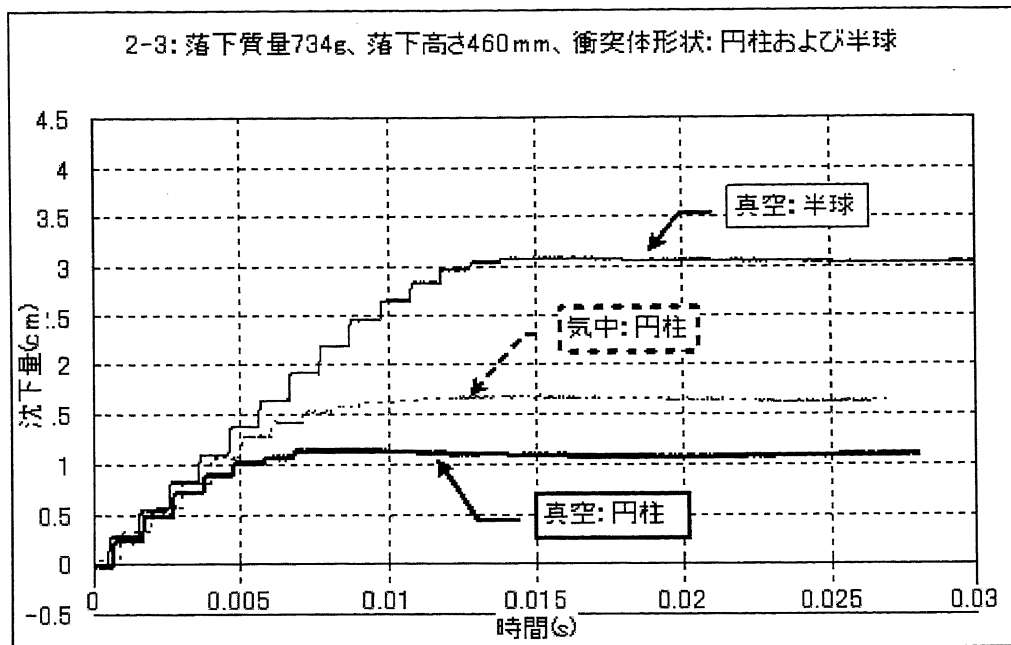


図 2.19 真空および大気中での沈下量の比較 (第 2 回目実験: 実験 2-3)

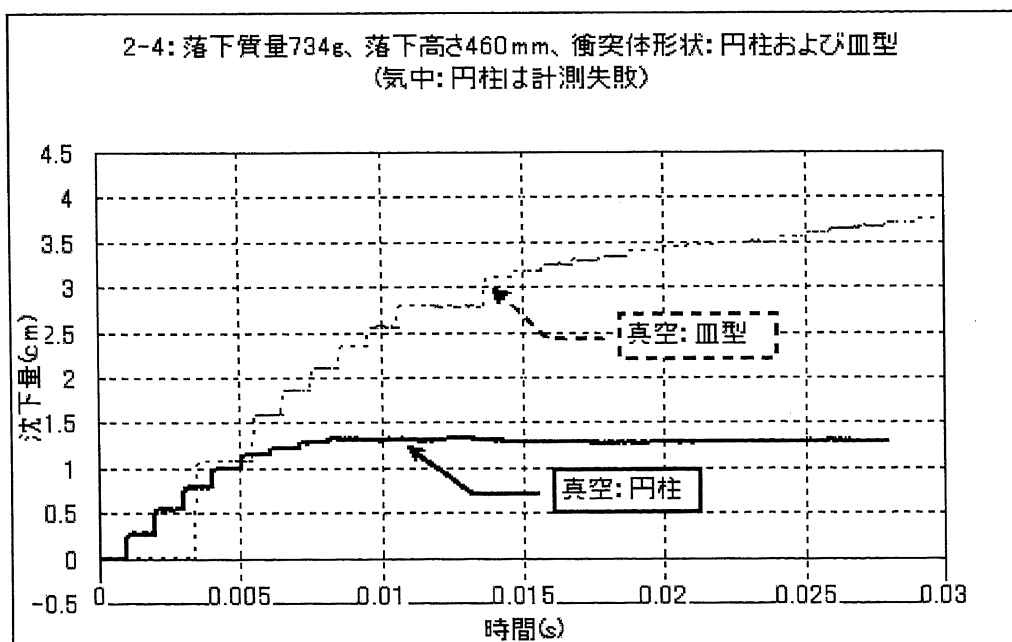


図 2.20 真空および大気中での沈下量の比較 (第 2 回目実験: 実験 2-4)

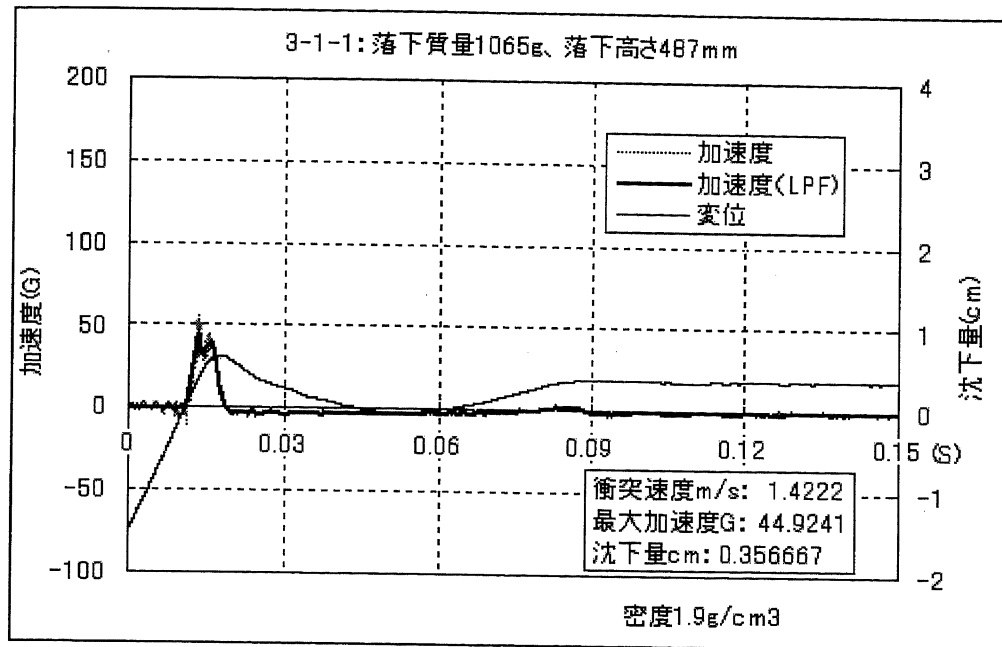


図 2.21 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-1)

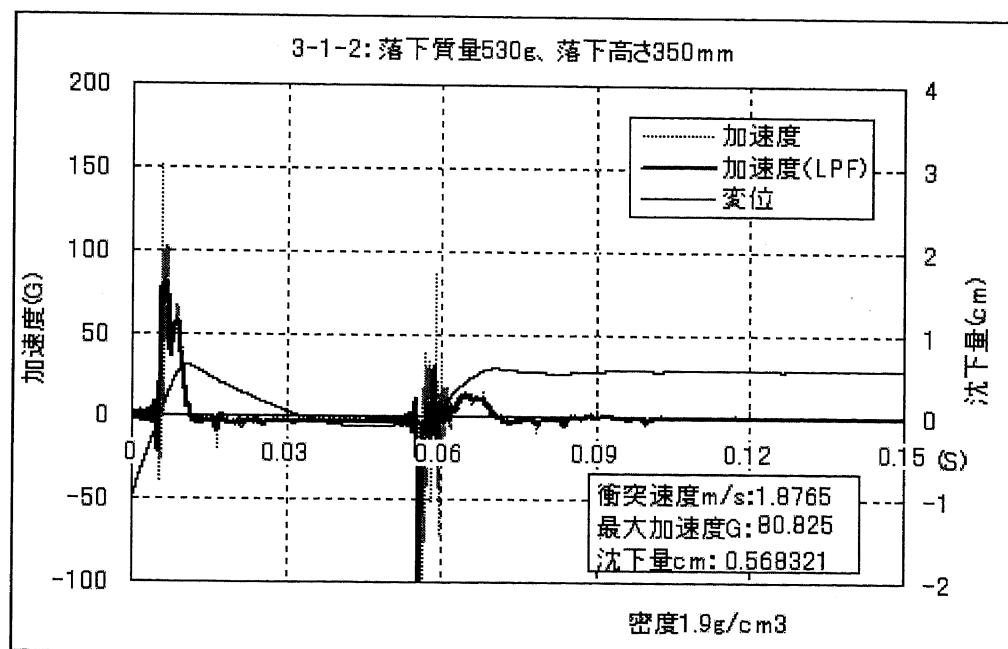


図 2.22 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-2)

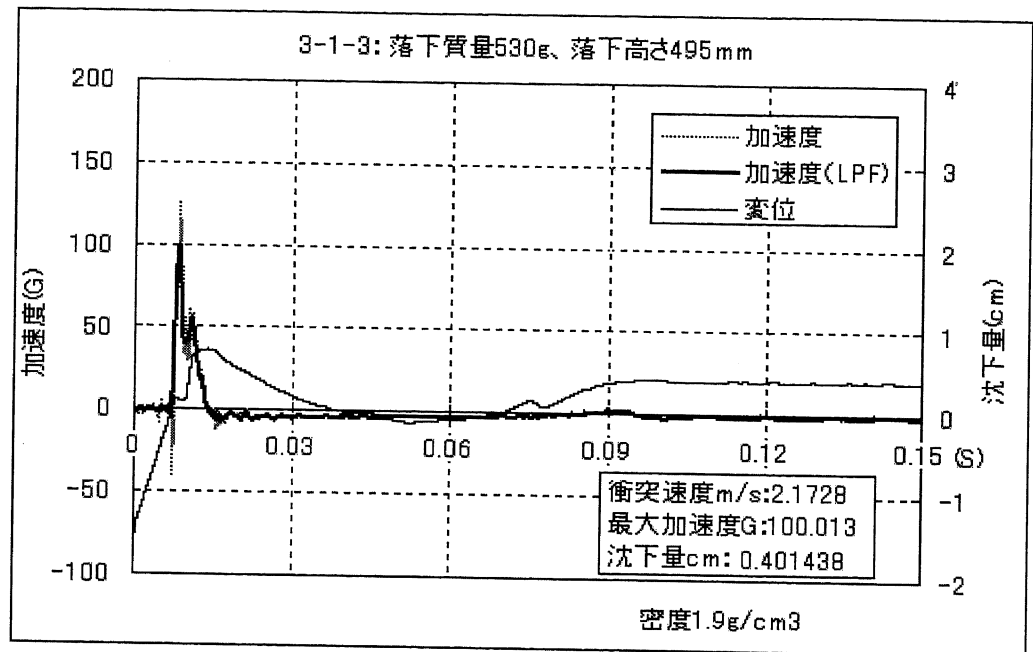


図 2.23 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-3)

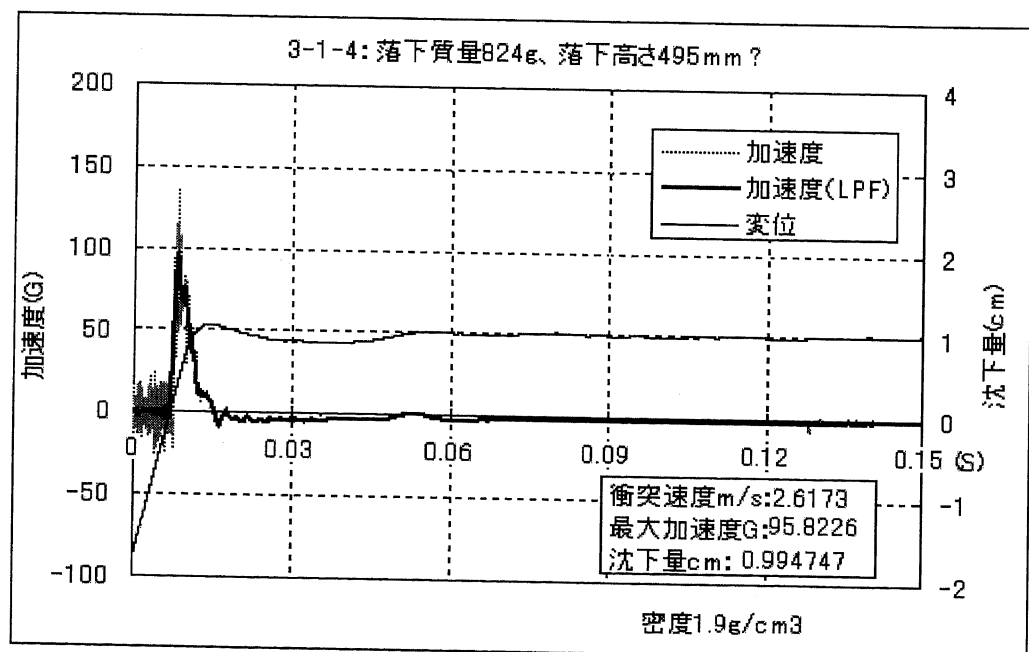


図 2.24 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-4)

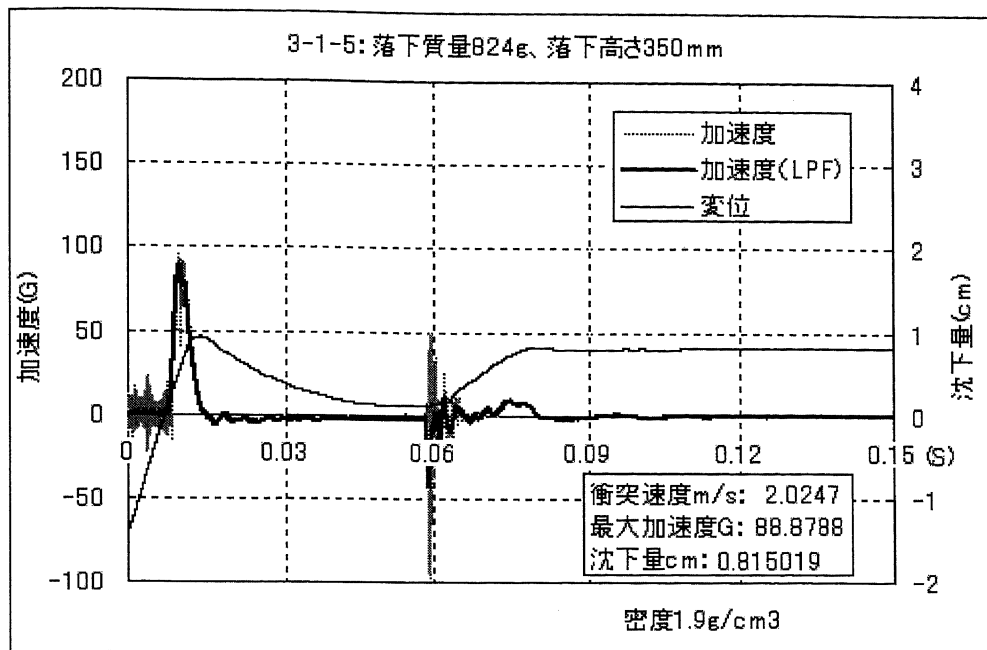


図 2.25 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第3回目実験: 実験 3-1-5)

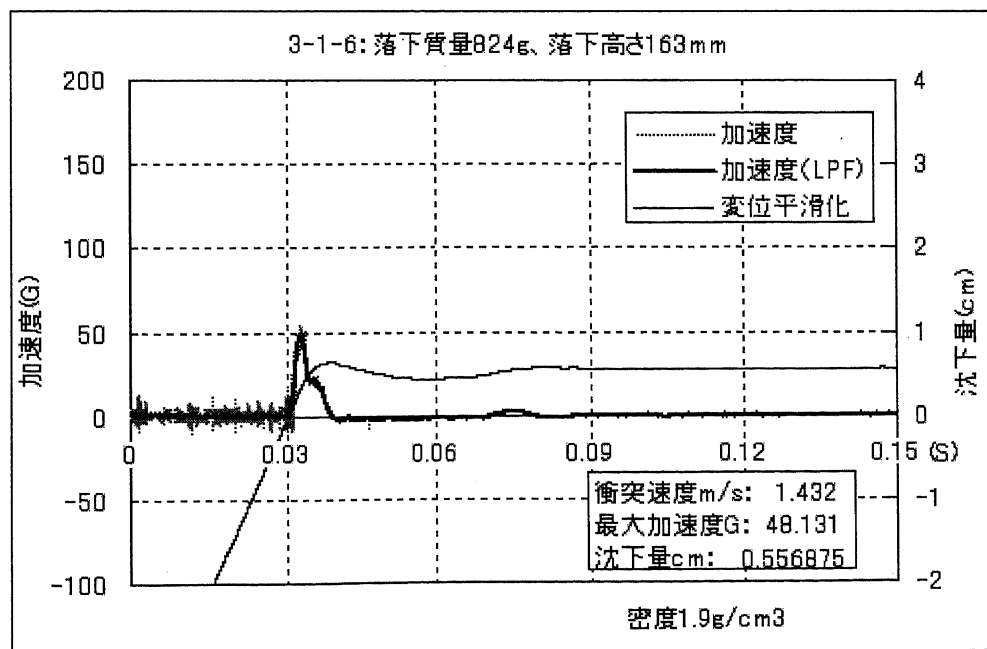


図 2.26 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第3回目実験: 実験 3-1-6)

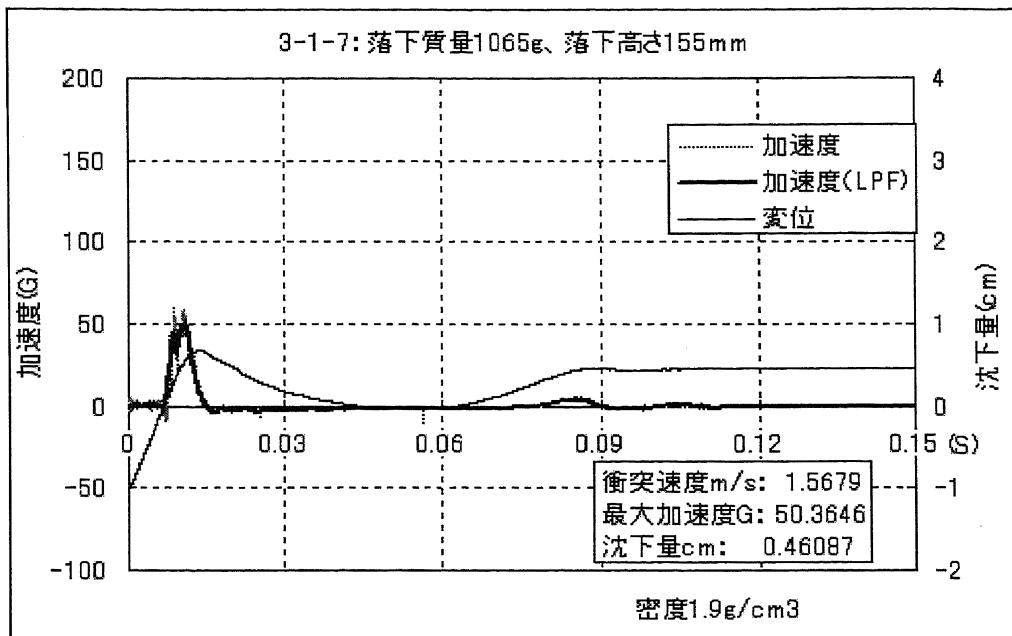


図 2.27 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第3回目実験: 実験 3-1-7)

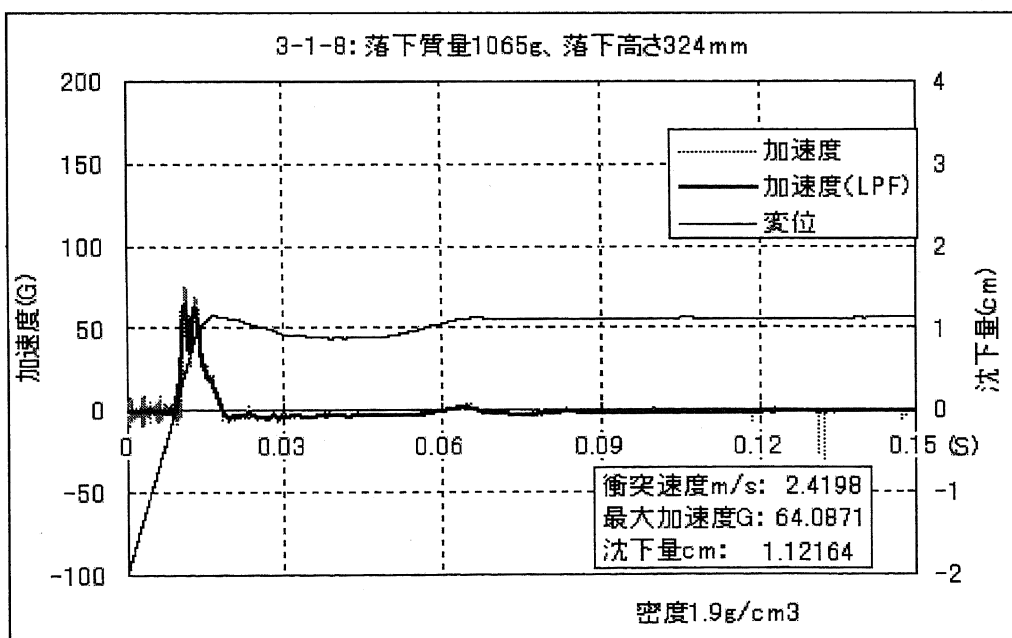


図 2.28 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第3回目実験: 実験 3-1-8)

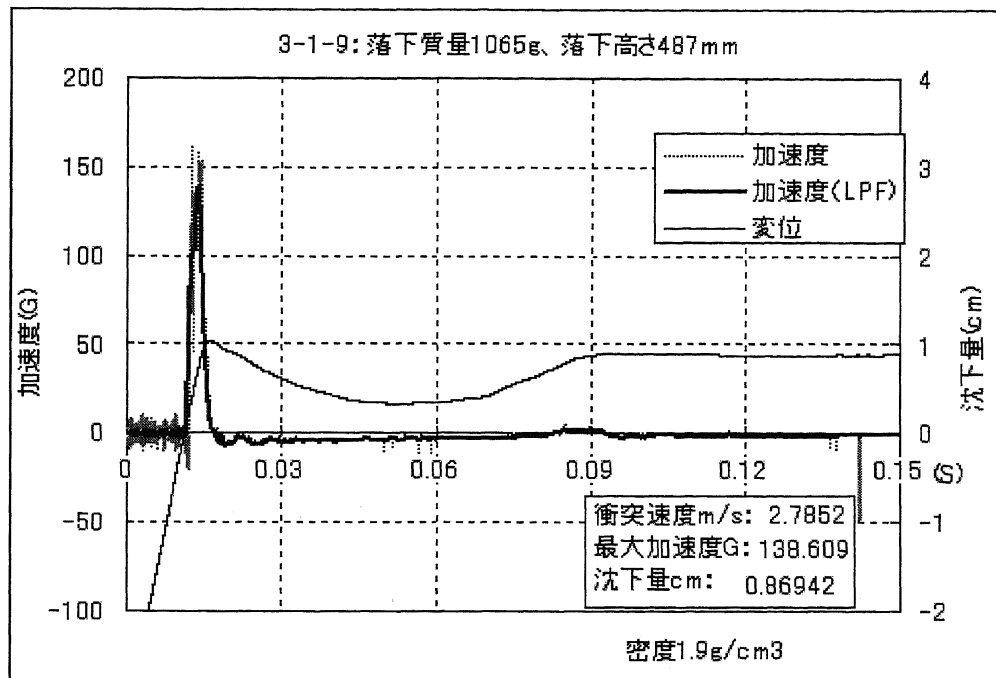


図 2.29 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-9)

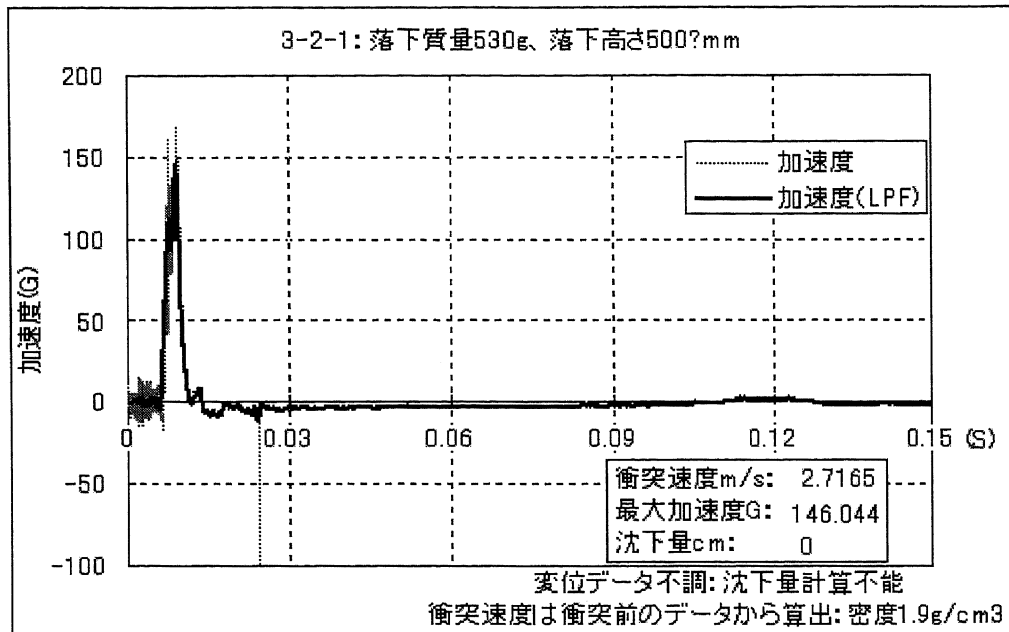


図 2.30 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-1)

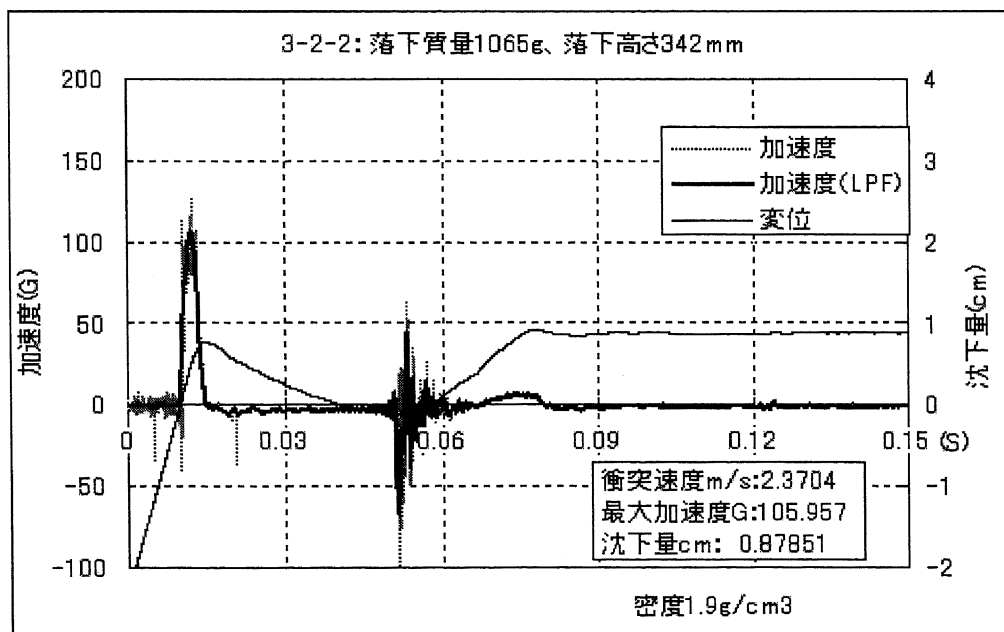


図 2.31 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-2)

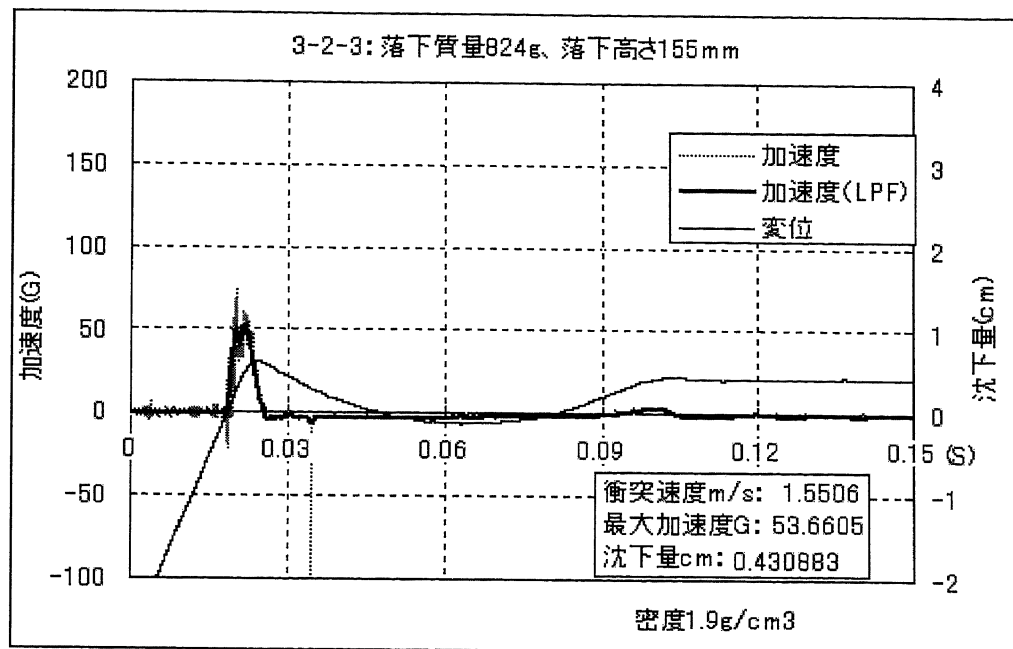


図 2.32 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験:実験 3-2-3)

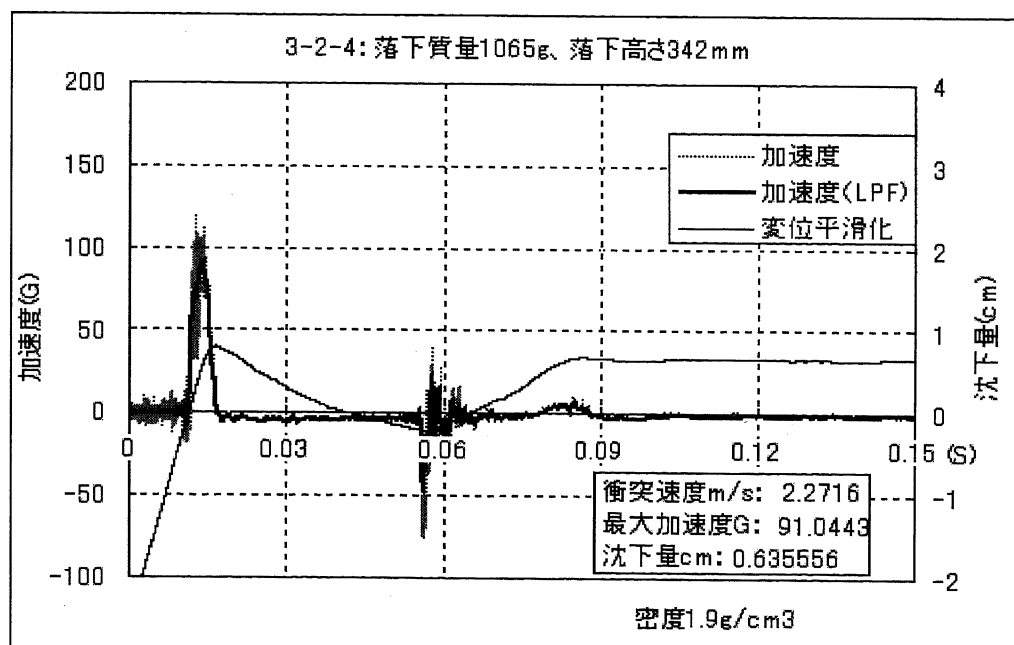


図 2.33 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験:実験 3-2-4)

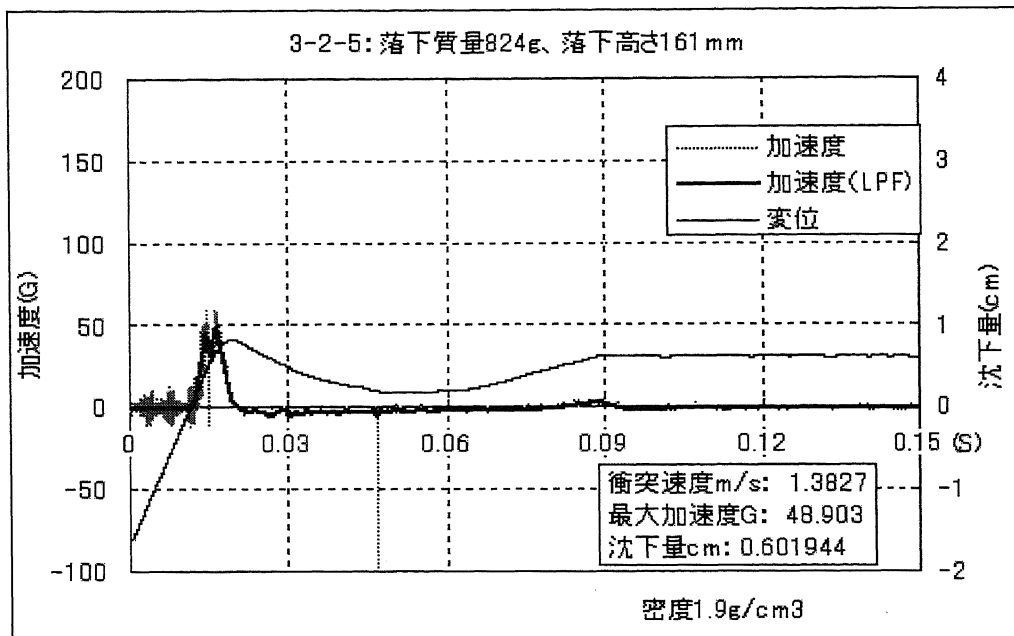


図 2.34 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第3回目実験: 実験 3-2-5)

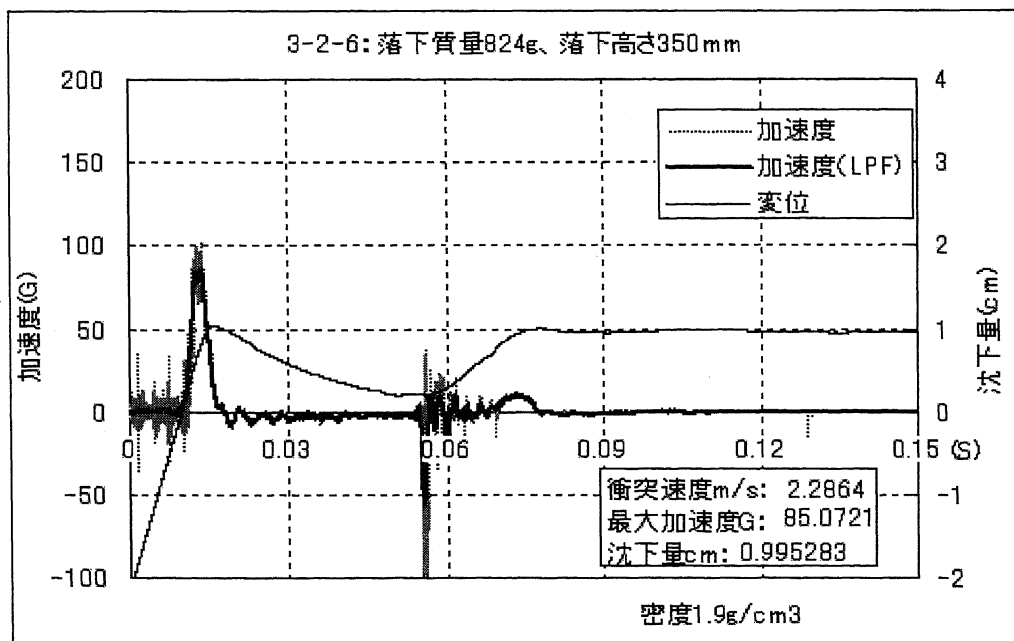


図 2.35 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第3回目実験: 実験 3-2-6)

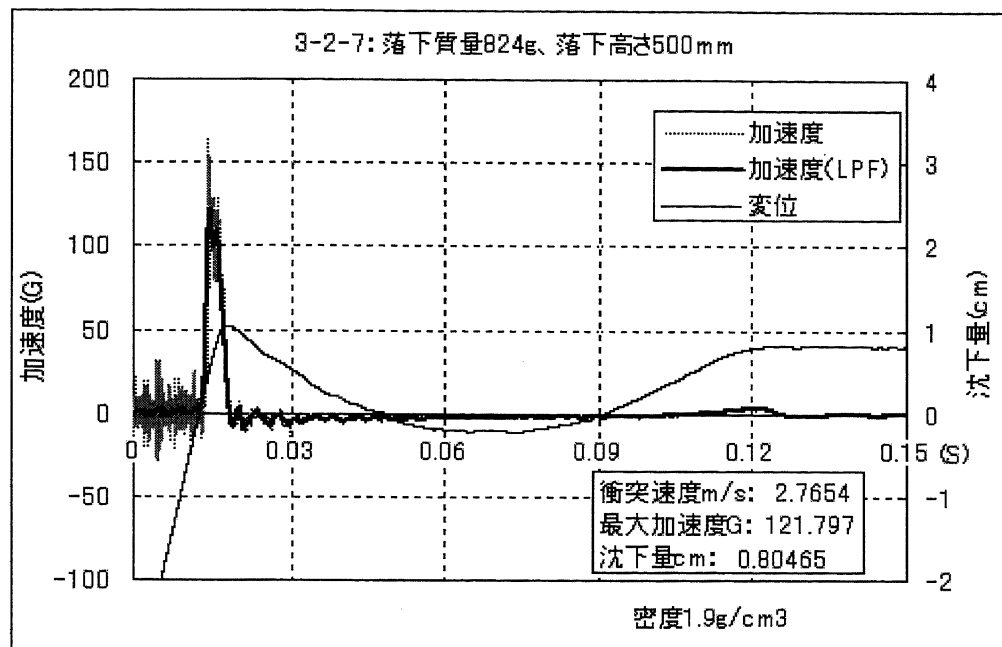


図 2.36 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-7)

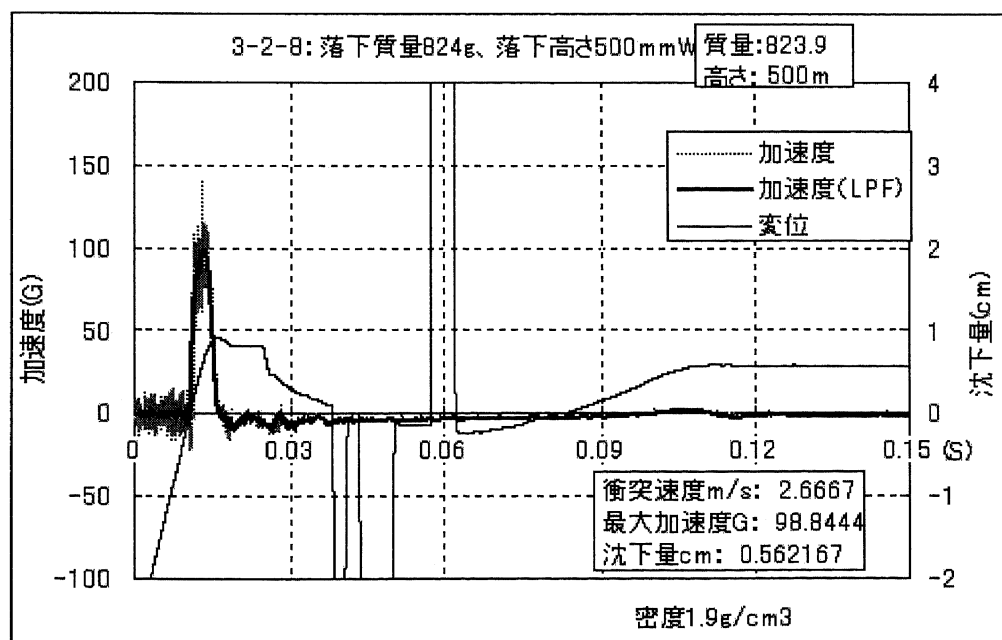


図 2.37 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-8)

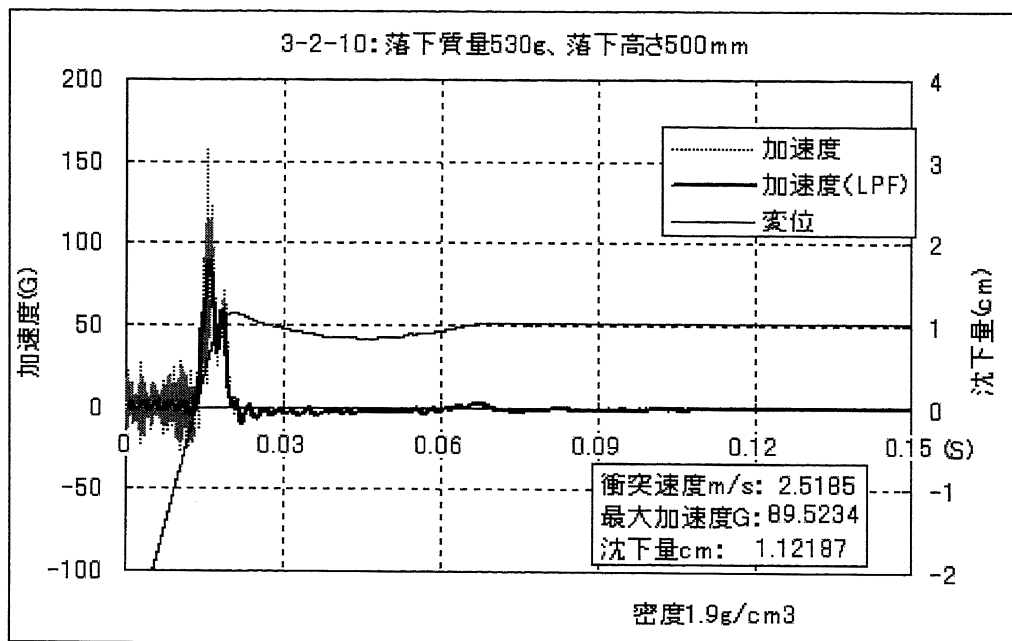


図 2.38 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-10)

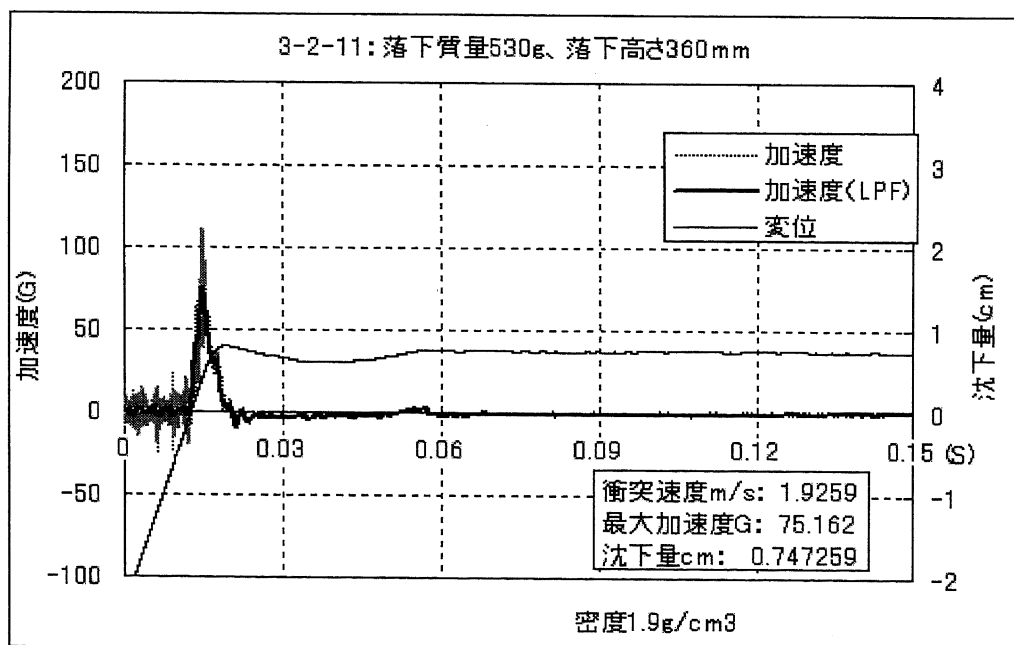


図 2.39 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-11)

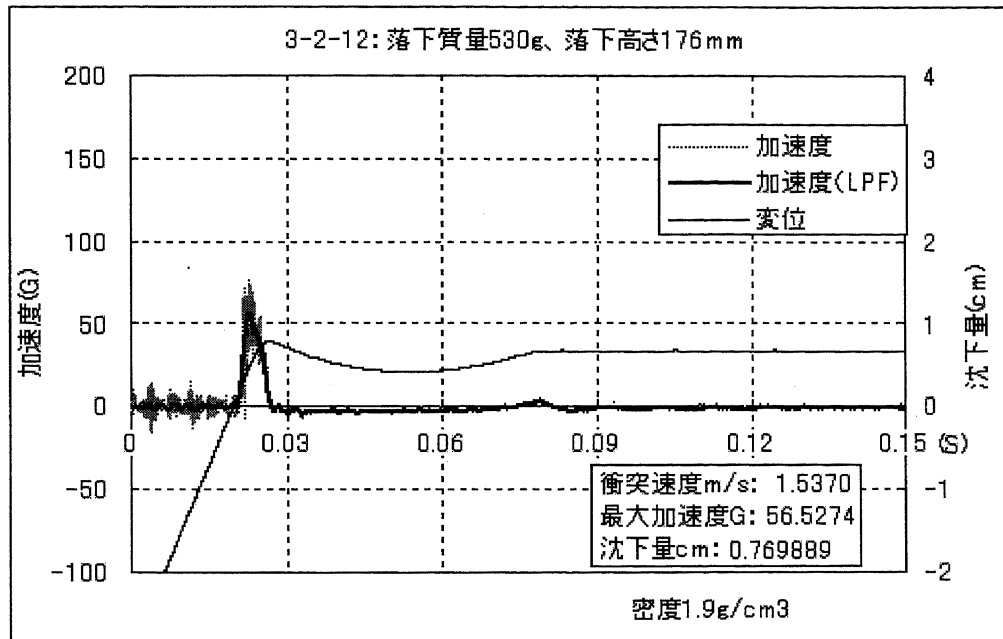


図 2.40 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-12)

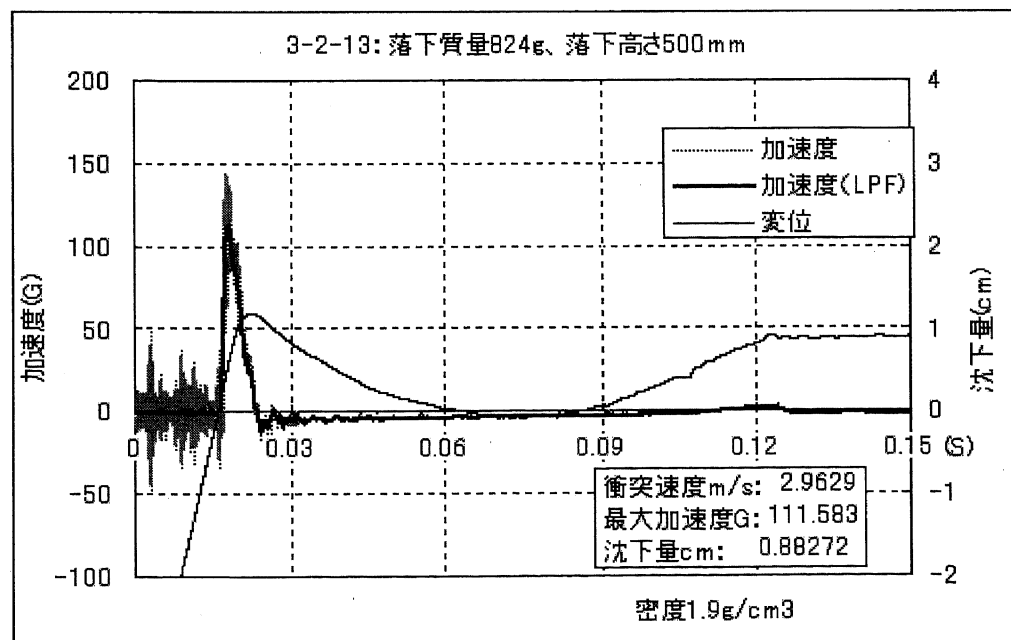


図 2.41 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-13)

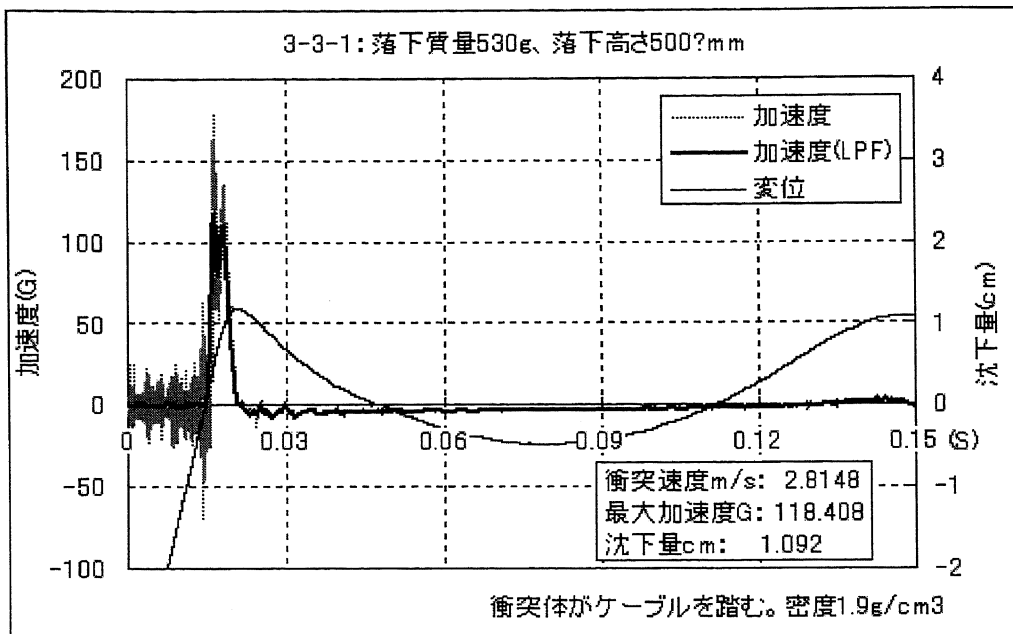


図 2.42 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験:実験 3-3-1)

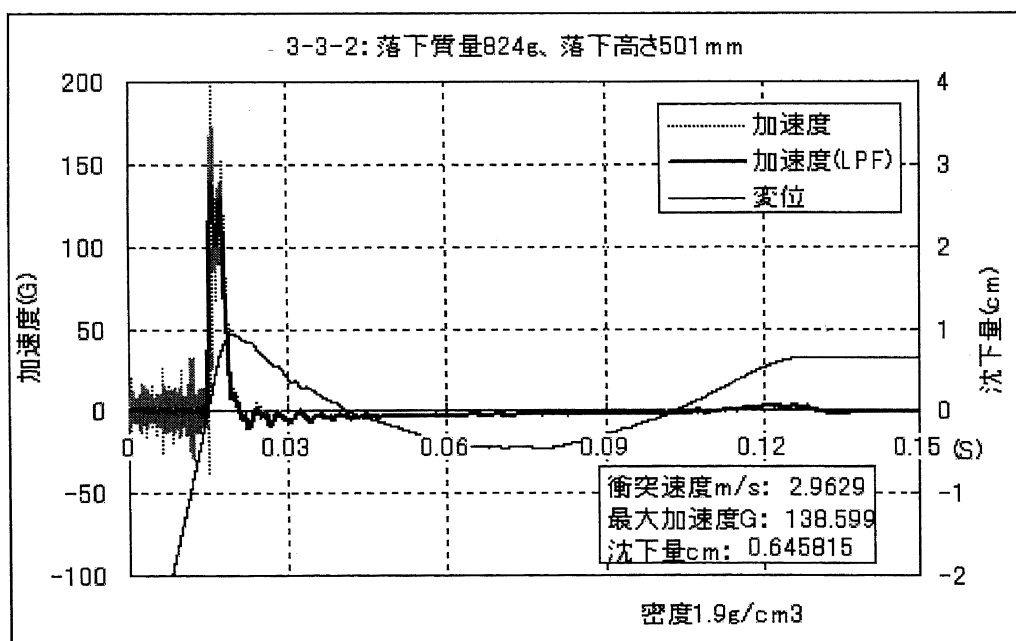


図 2.43 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験:実験 3-3-2)

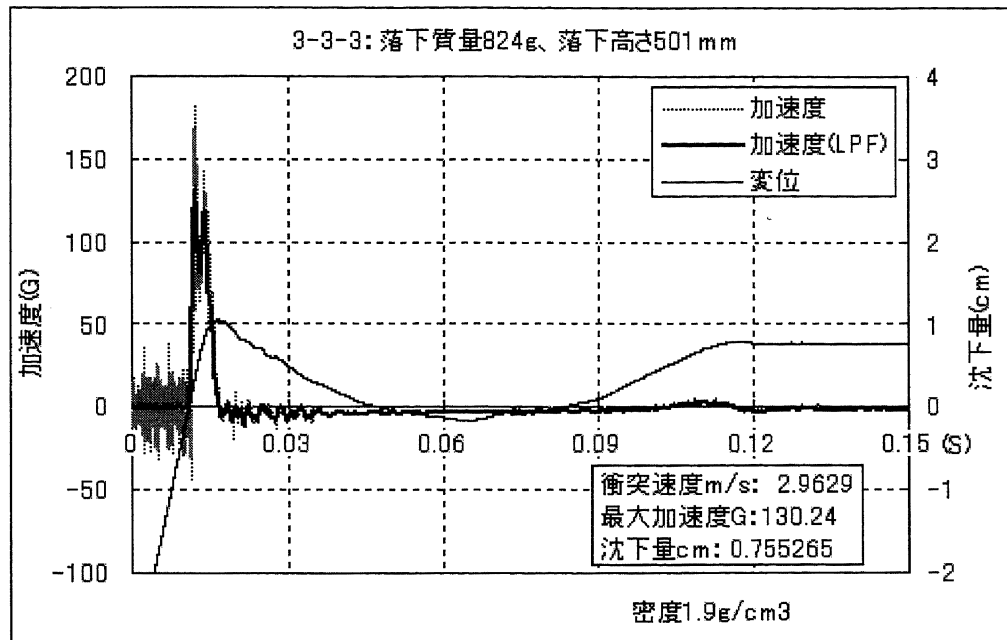


図 2.44 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-3-3)

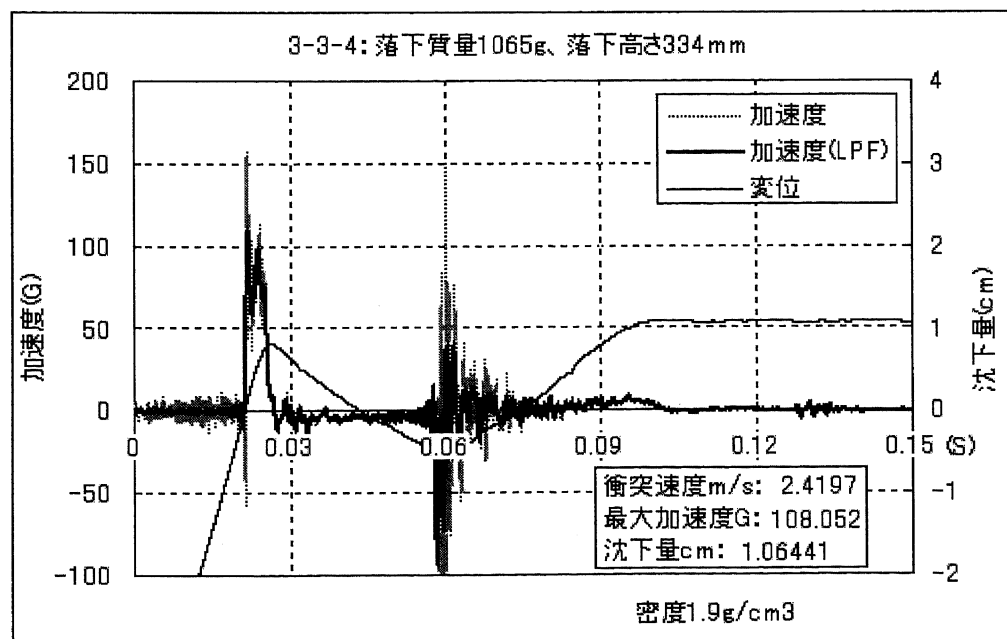


図 2.45 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-3-4)

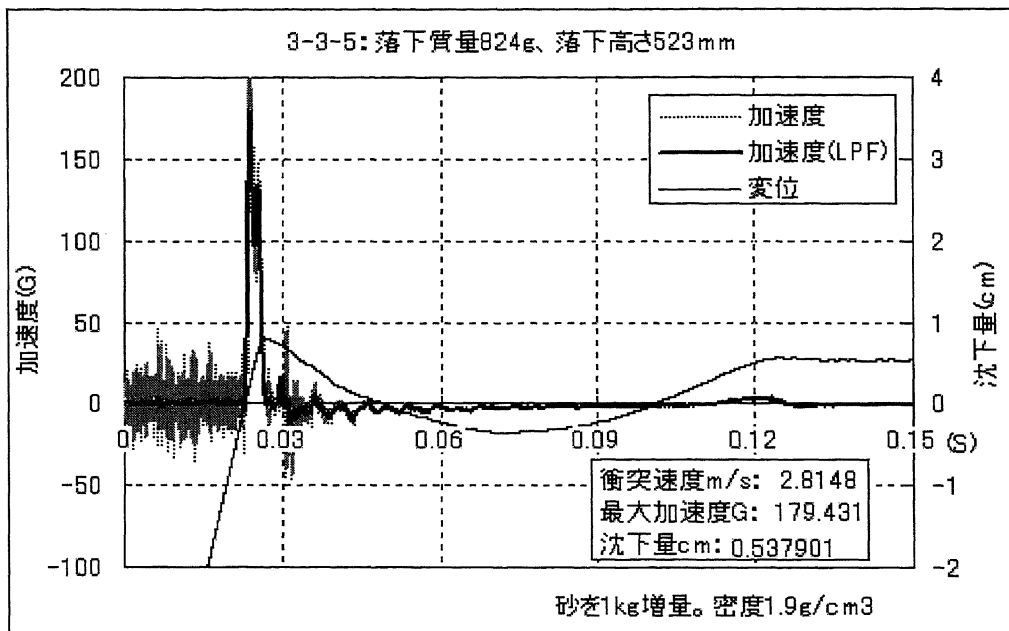


図 2.46 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-3-5)

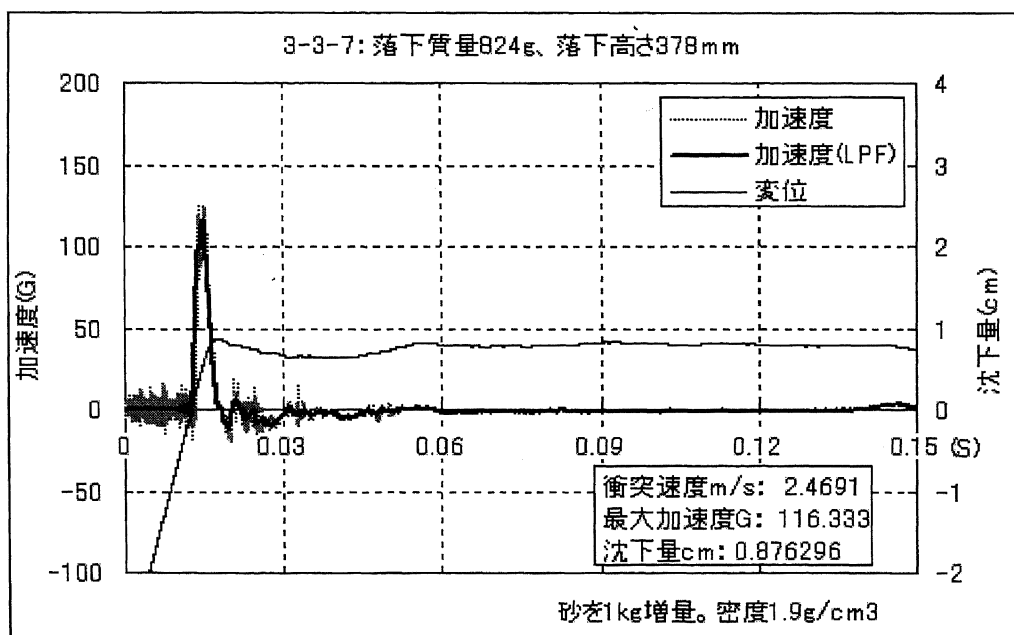


図 2.47 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-3-7)

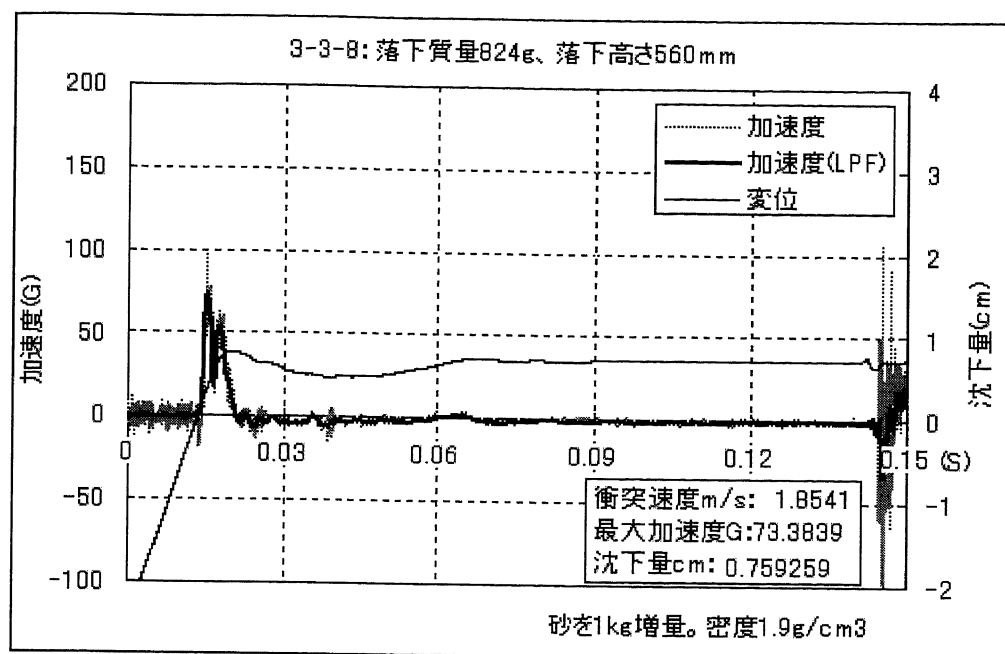


図 2.48 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第3回目実験: 実験 3-3-8)

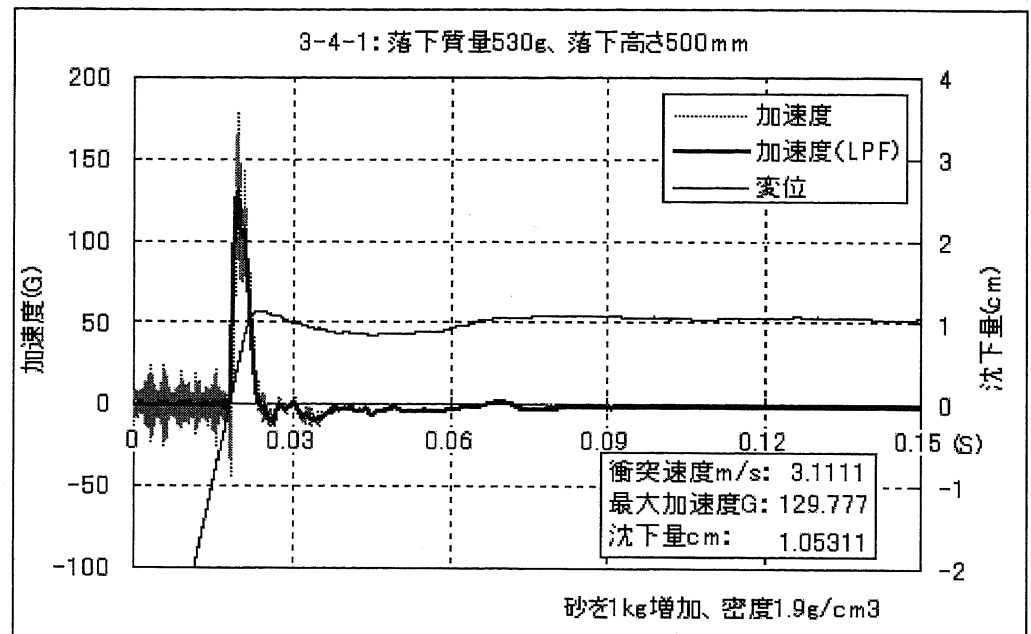


図 2.49 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-4-1)

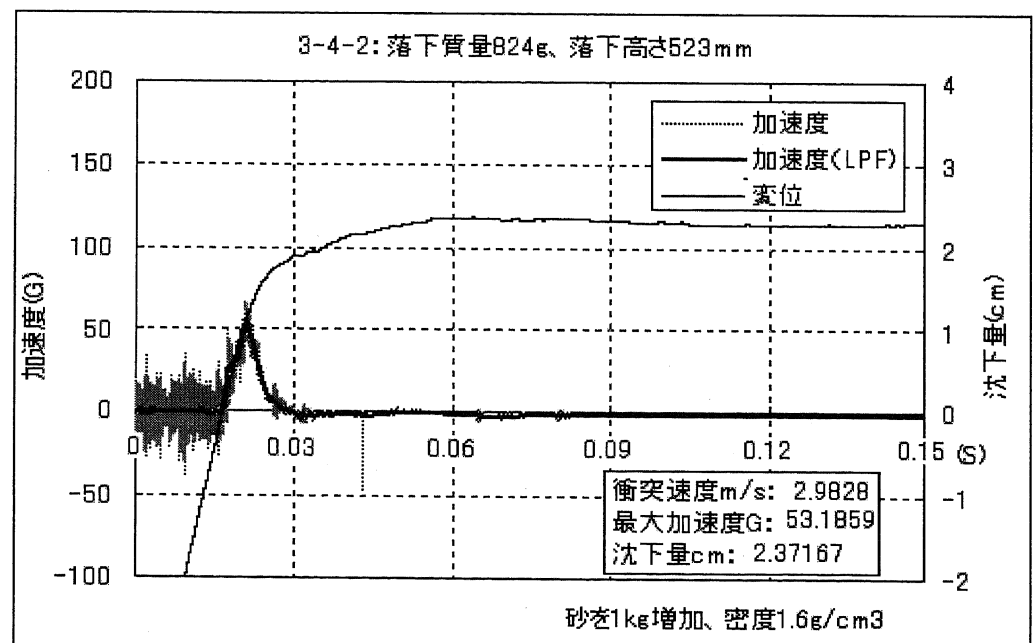


図 2.50 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-4-2)

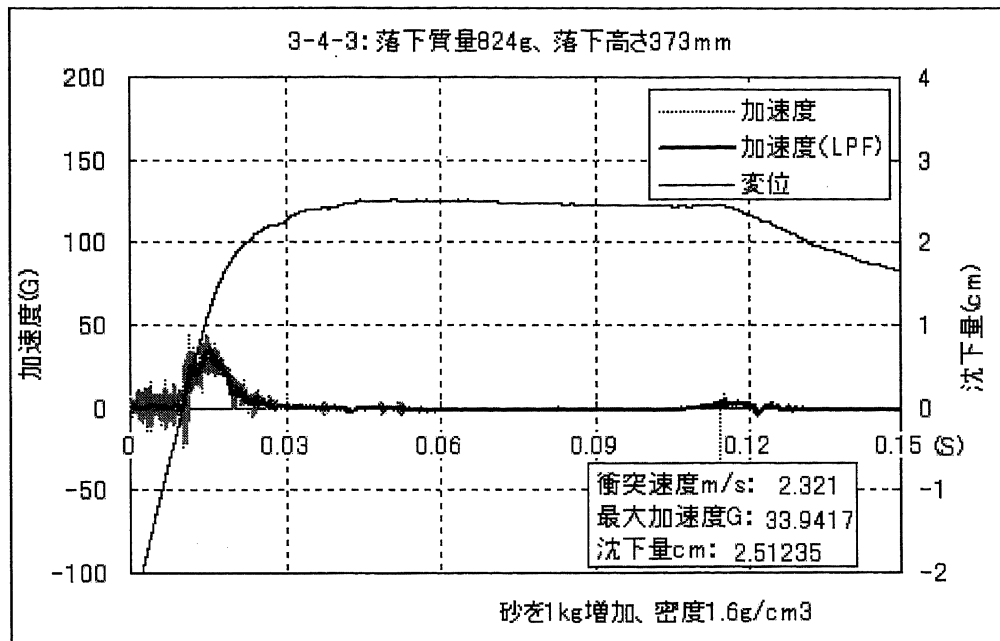


図 2.51 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-4-3)

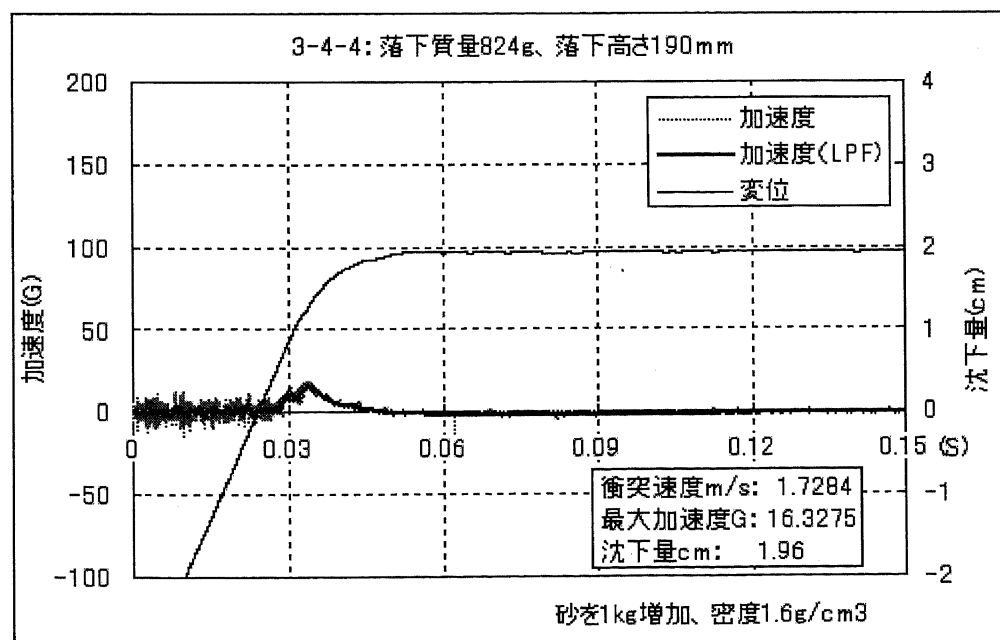


図 2.52 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-4-4)

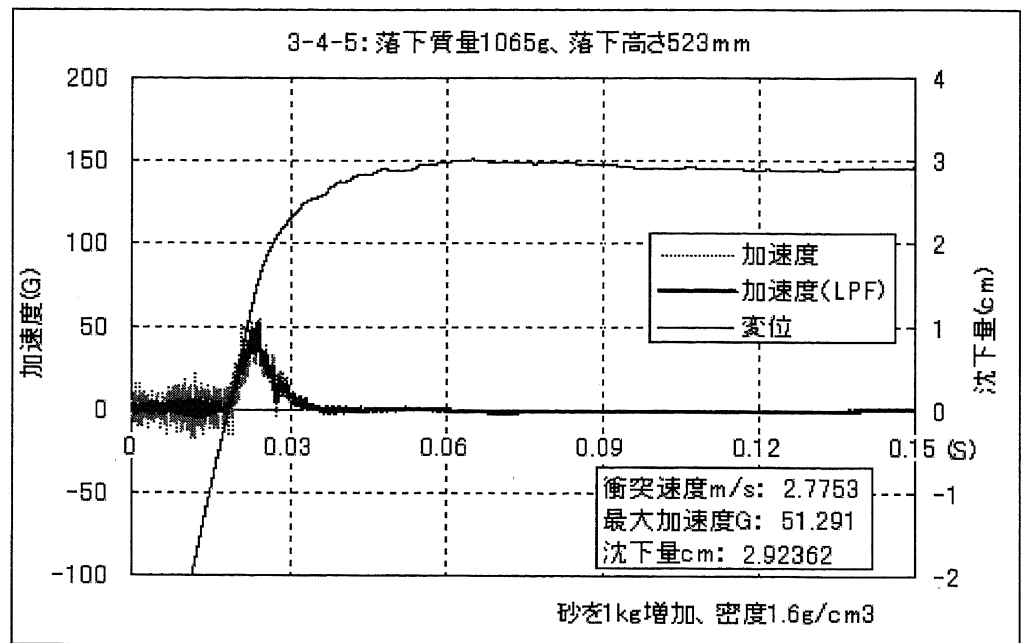


図 2.53 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第3回目実験: 実験 3-4-5)

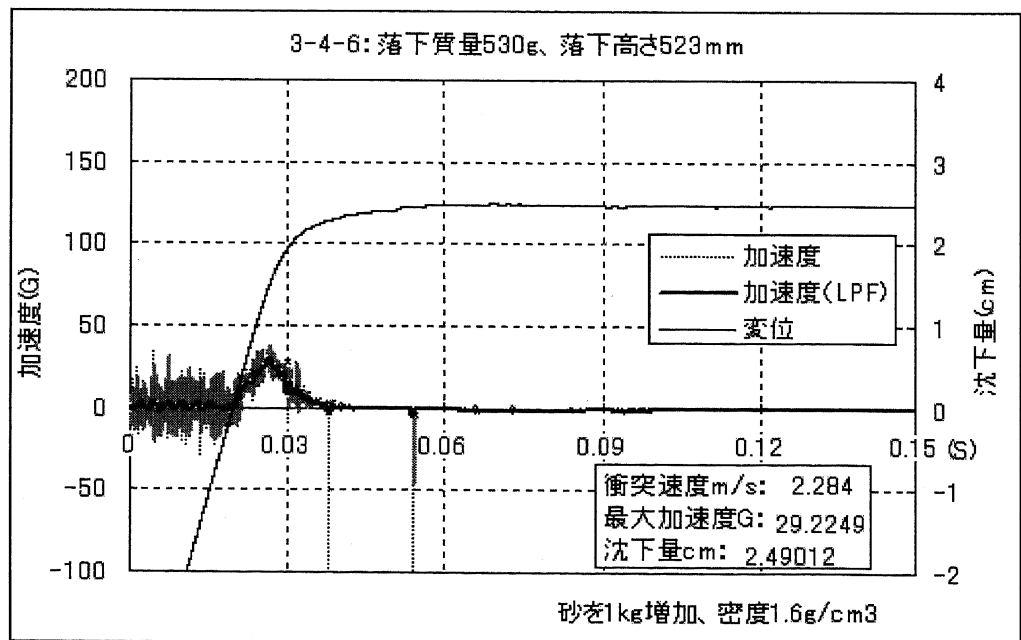


図 2.54 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第3回目実験: 実験 3-4-6)

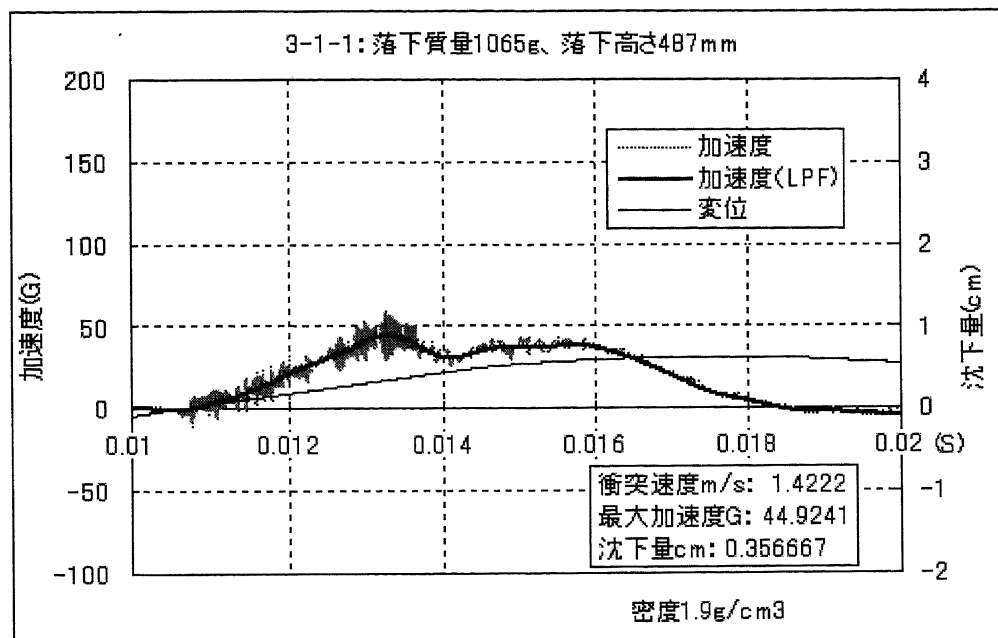


図 2.55 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-1) 衝突付近傍拡大版

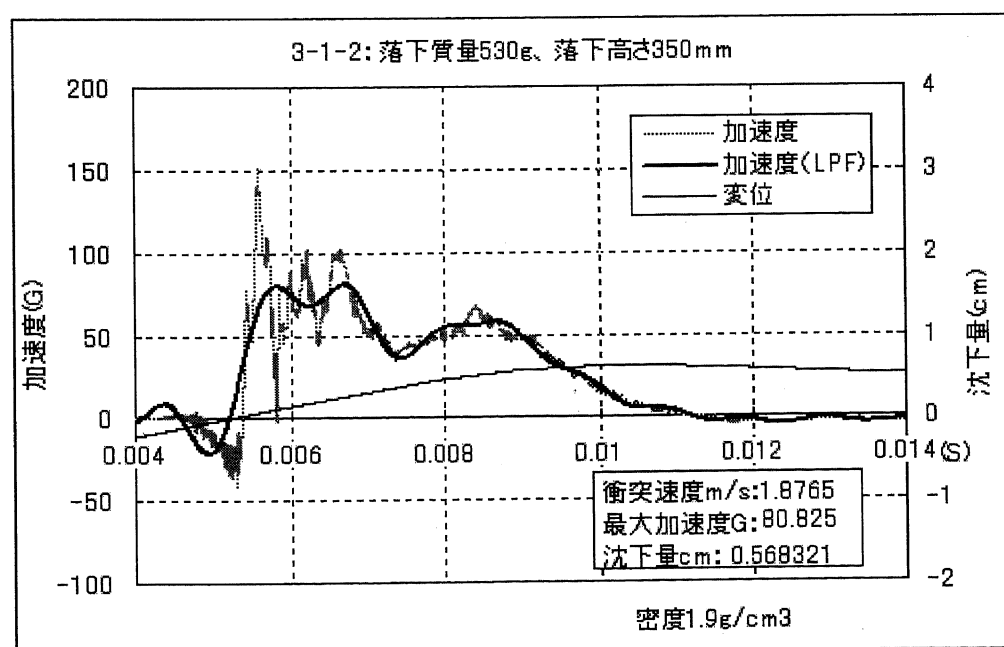


図 2.56 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-2) 衝突付近傍拡大版

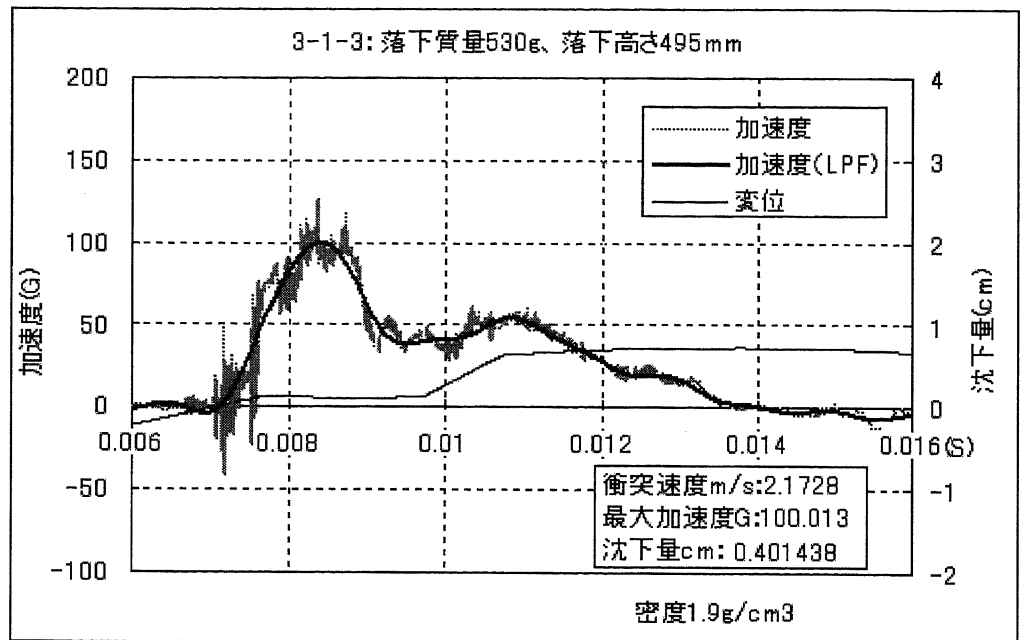


図 2.57 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-3) 衝突付近傍拡大版

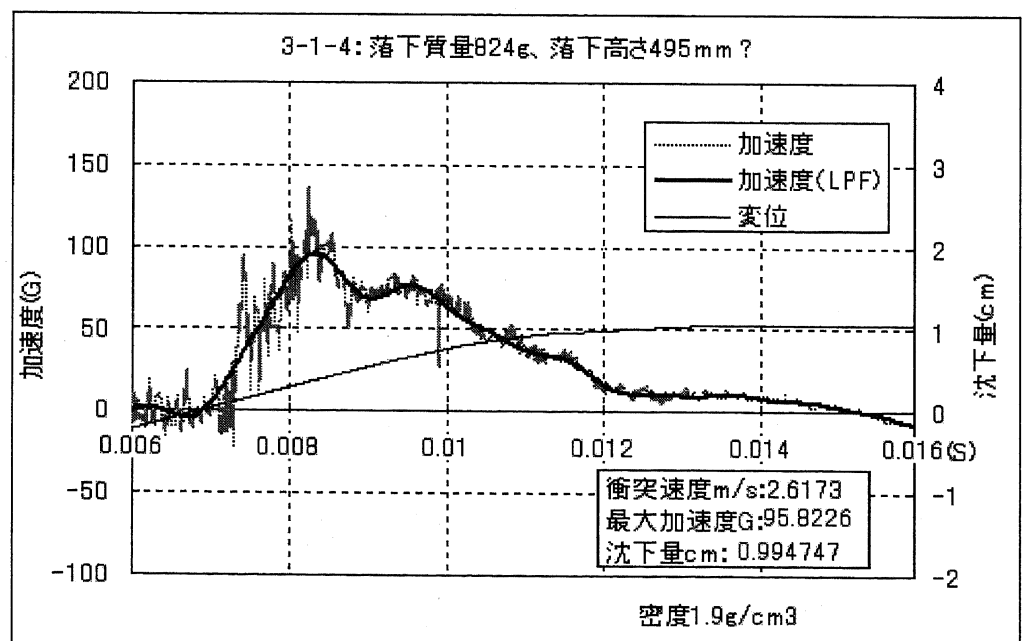


図 2.58 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-4) 衝突付近傍拡大版

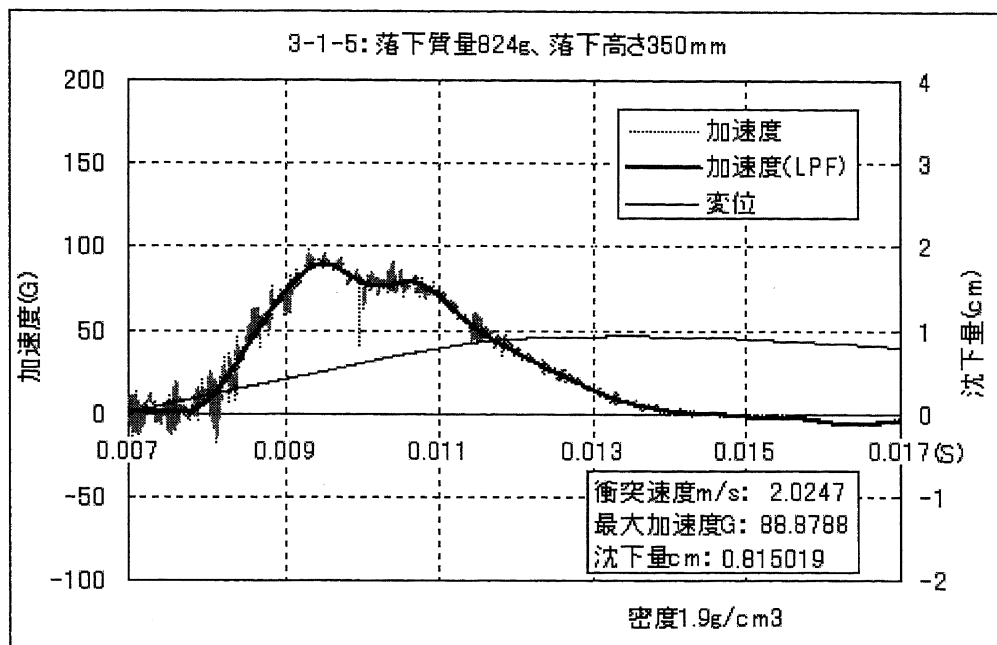


図 2.59 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-5) 衝突付近傍拡大版

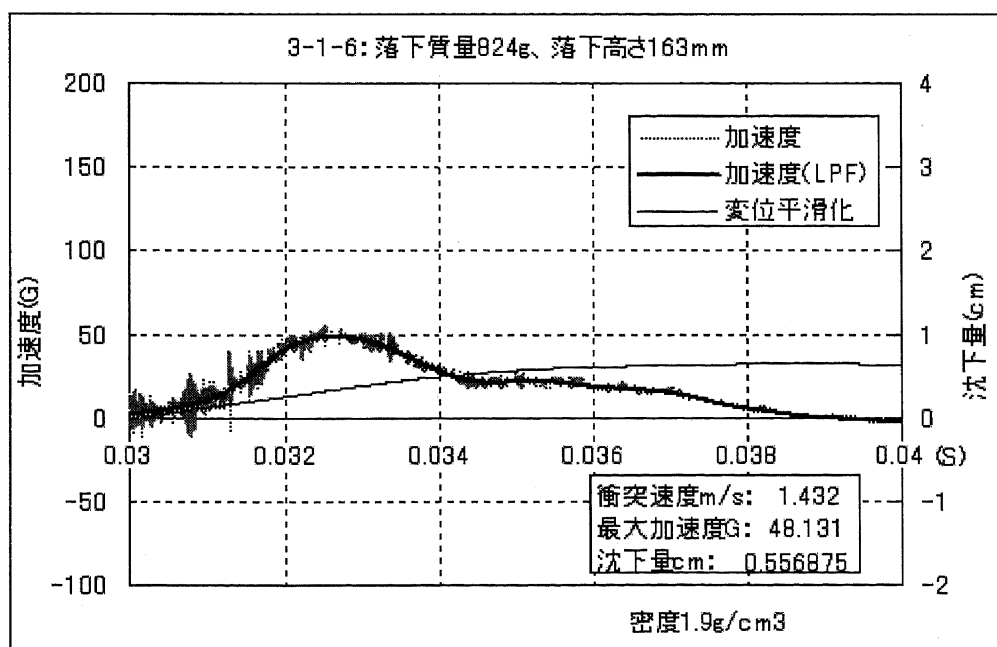


図 2.60 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-6) 衝突付近傍拡大版

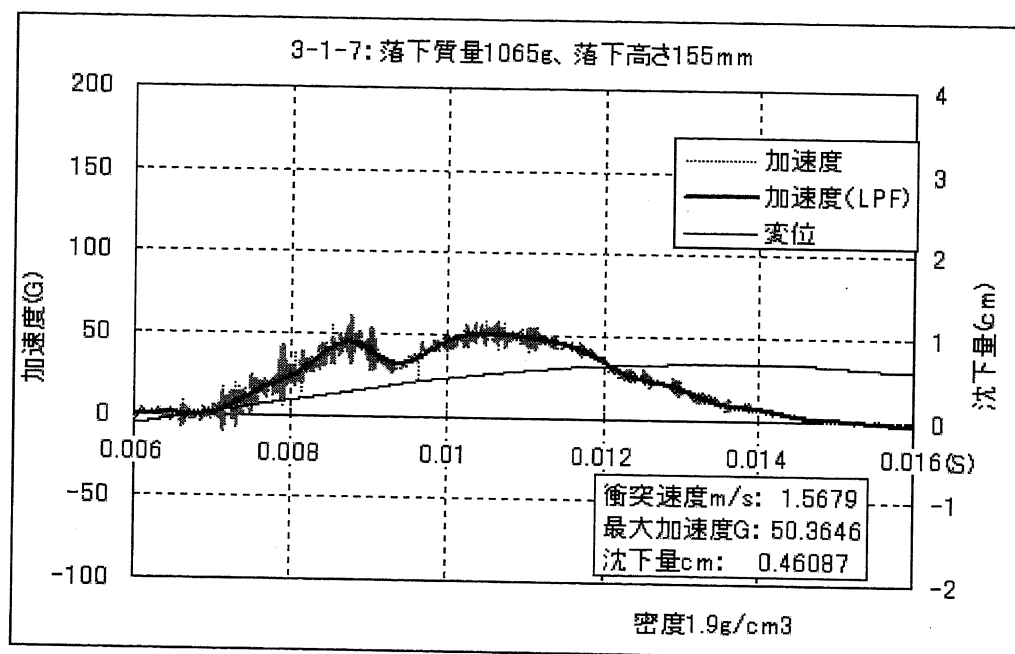


図 2.61 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-7) 衝突付近傍拡大版

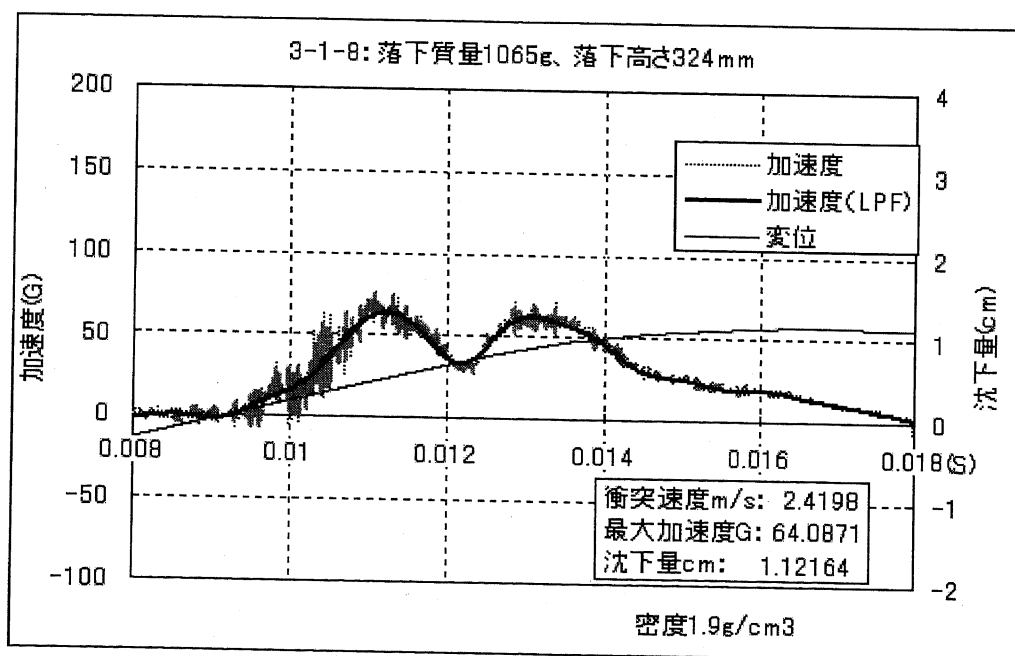


図 2.62 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-8) 衝突付近傍拡大版

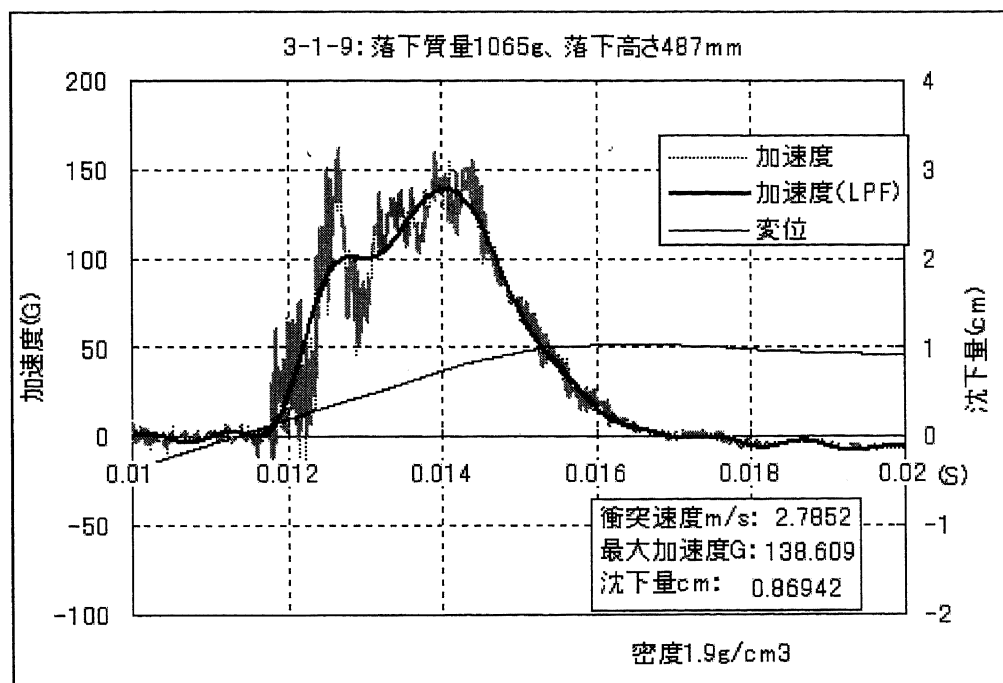


図 2.63 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-1-9) 衝突付近傍拡大版

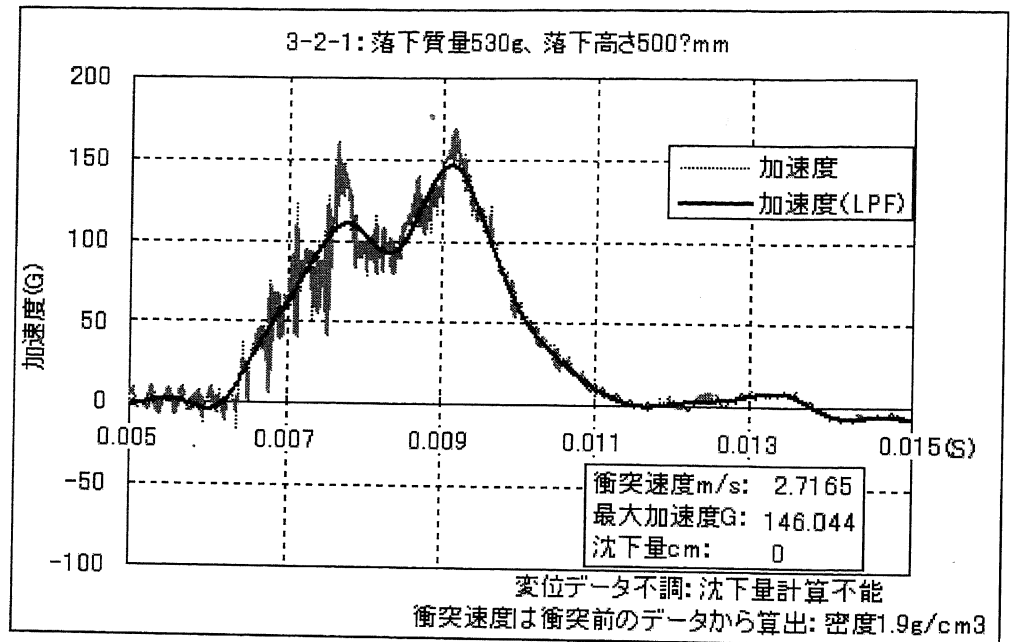


図 2.64 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-1) 衝突付近傍拡大版

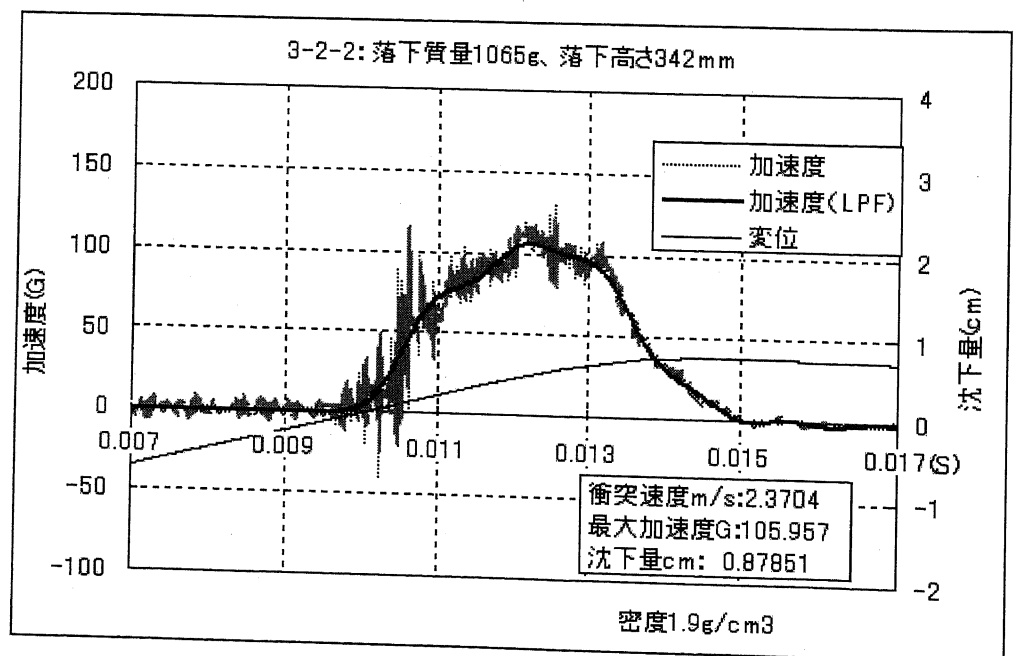


図 2.65 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-2) 衝突付近傍拡大版

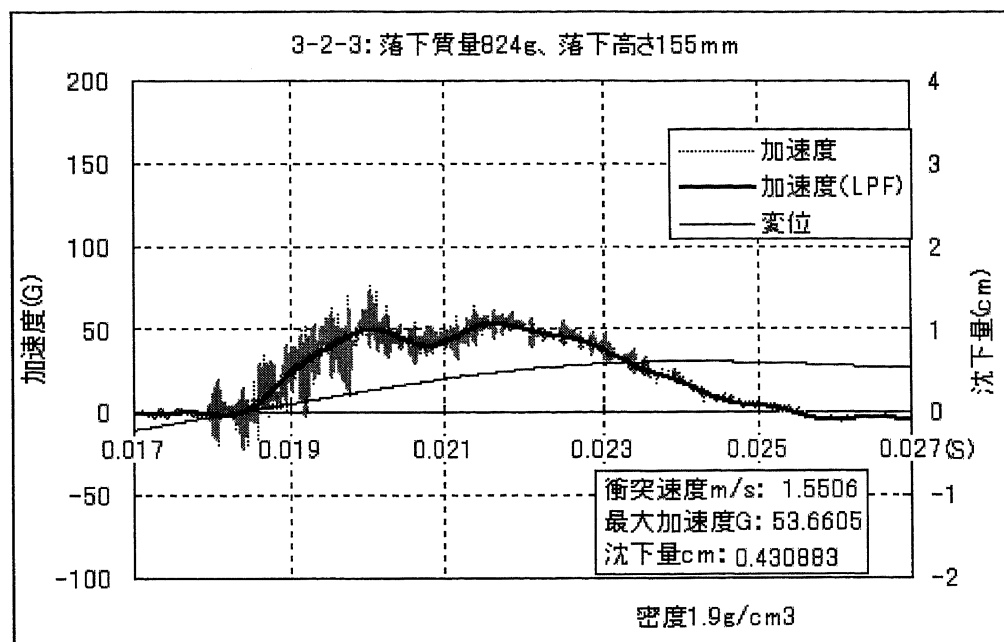


図 2.66 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-3) 衝突付近傍拡大版

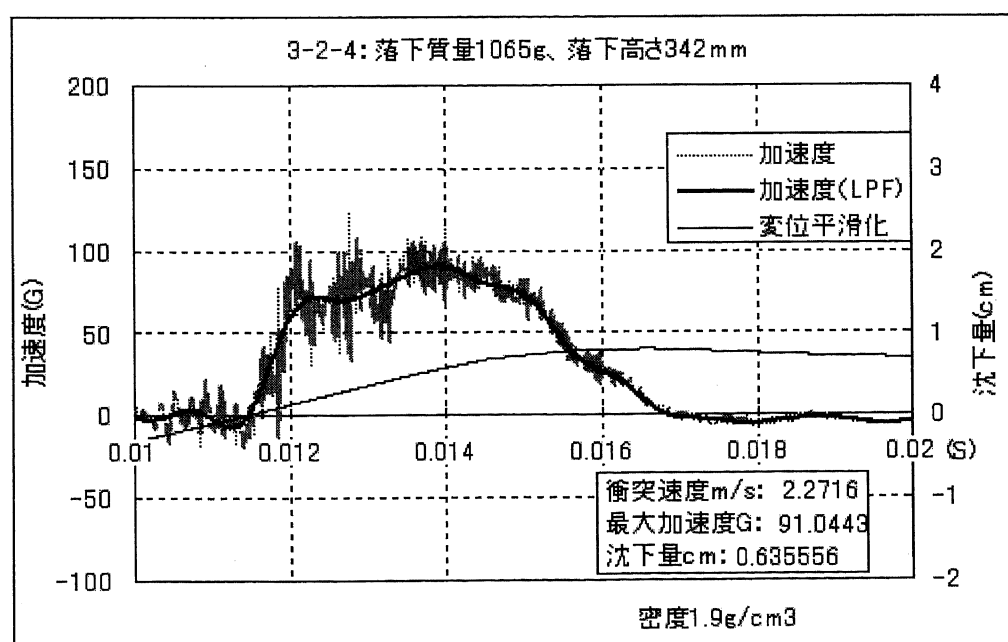


図 2.67 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-4) 衝突付近傍拡大版

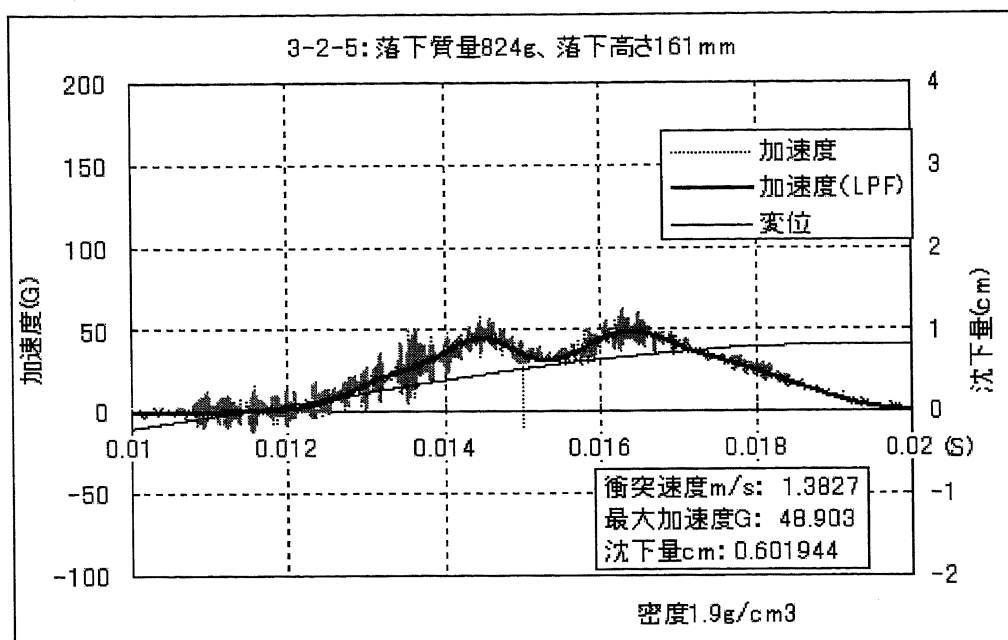


図 2.68 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-5) 衝突付近傍拡大版

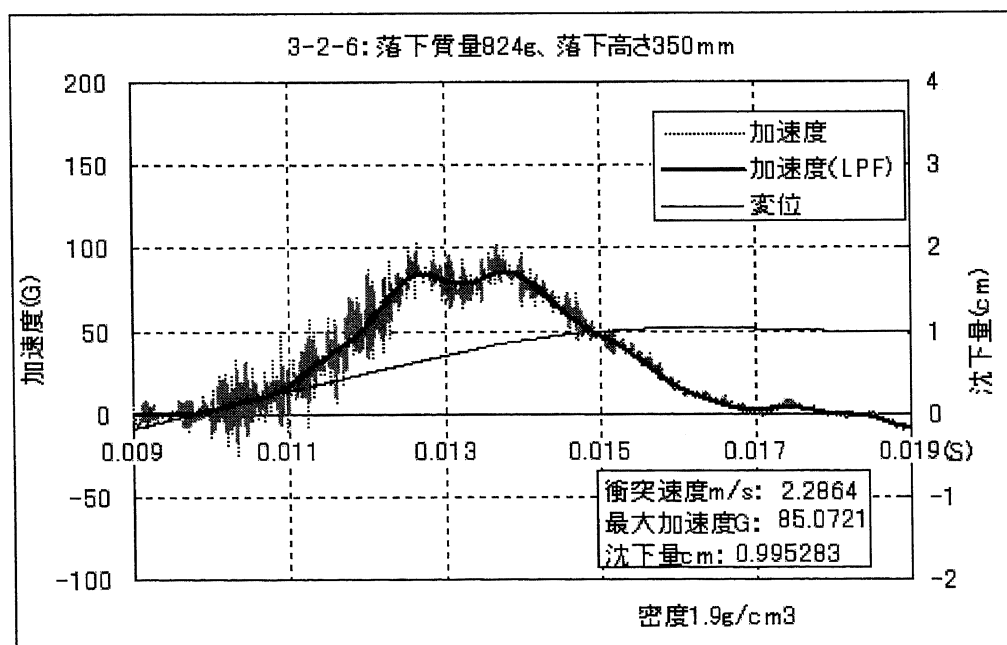


図 2.69 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-6) 衝突付近傍拡大版

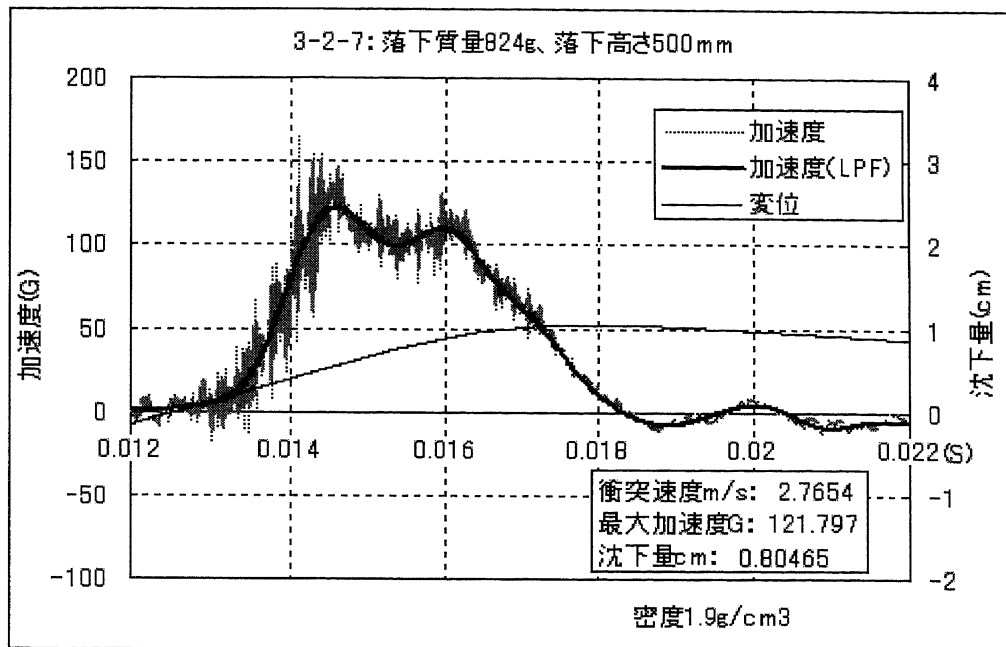


図 2.70 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-7) 衝突付近傍拡大版

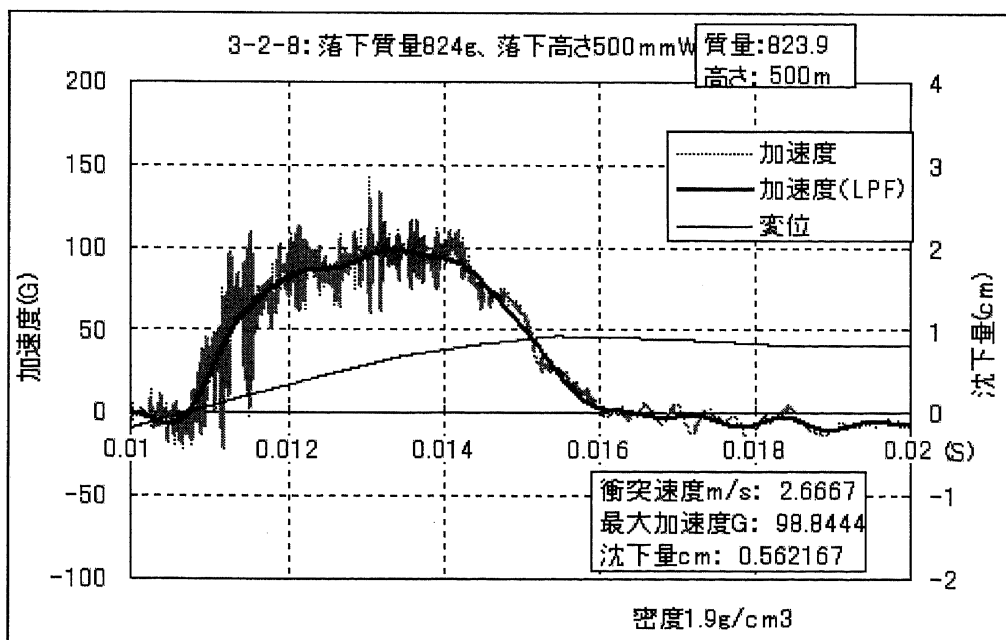


図 2.71 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-8) 衝突付近傍拡大版

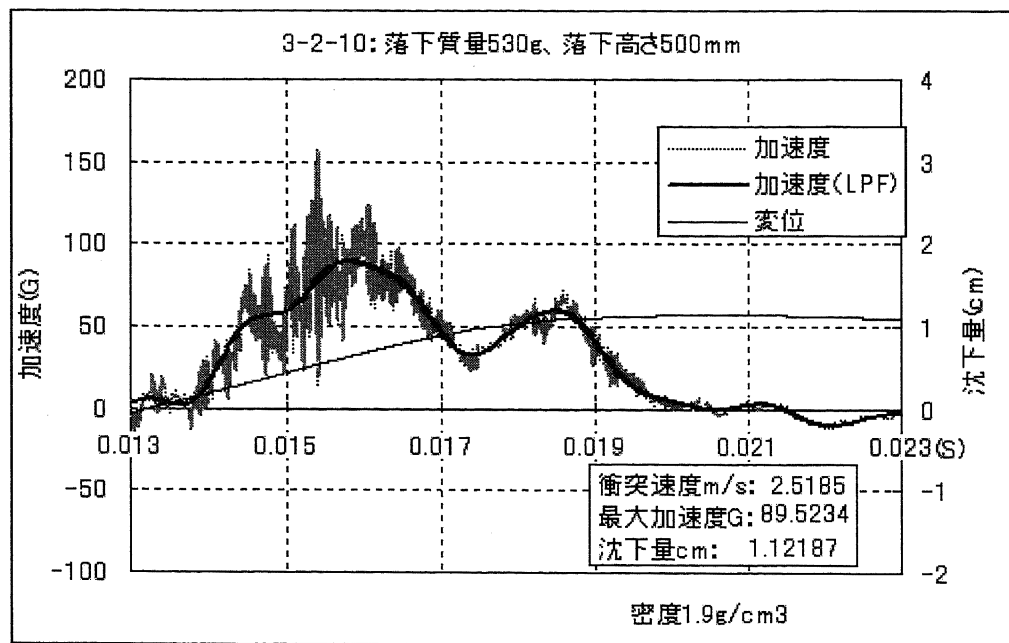


図 2.72 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-10)
衝突付近傍拡大版

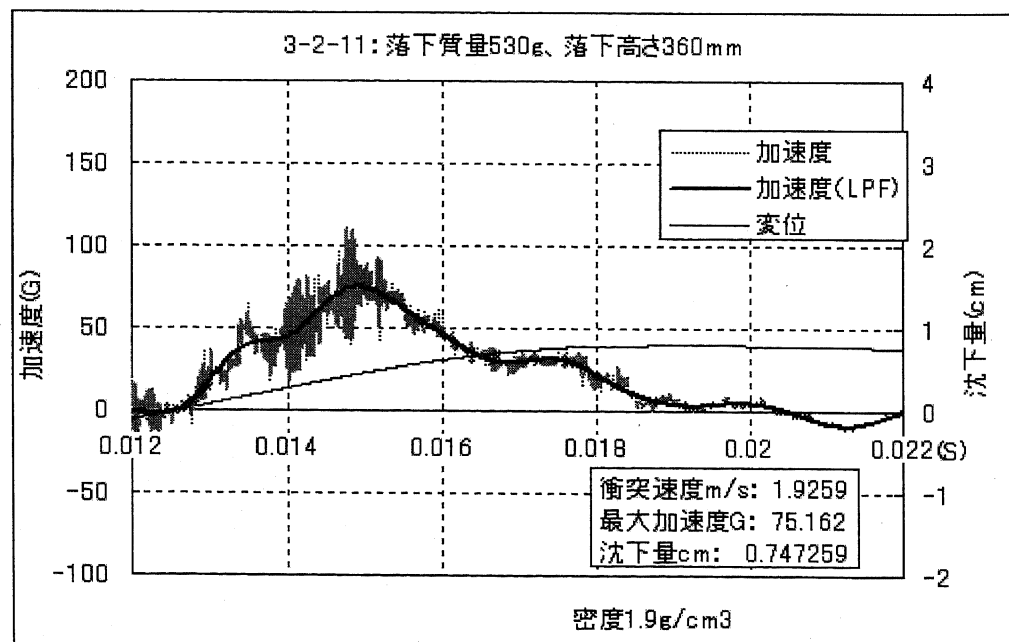


図 2.73 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-11)
衝突付近傍拡大版

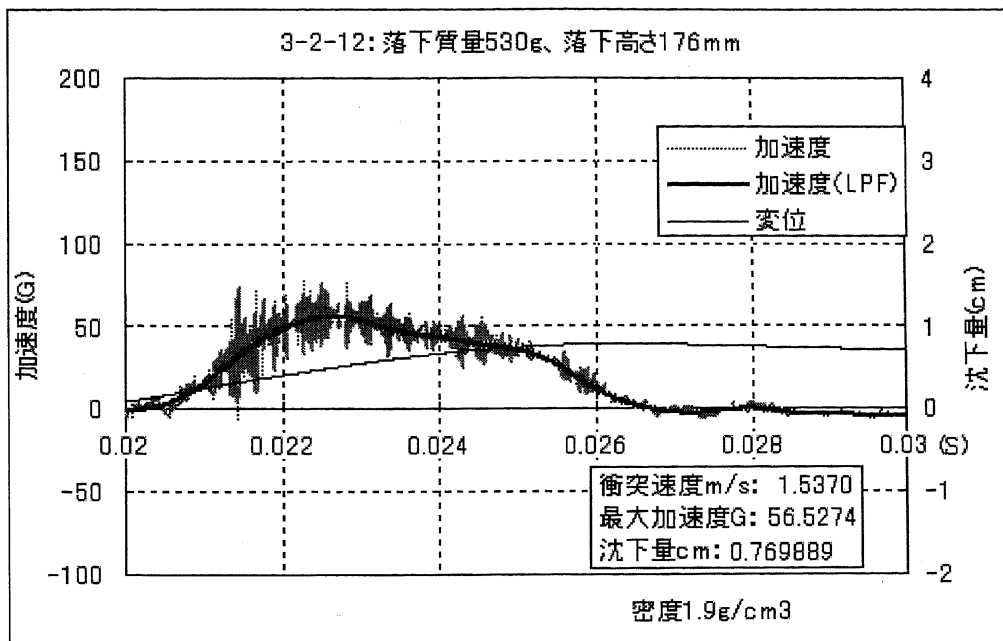


図 2.74 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-12)
衝突付近傍拡大版

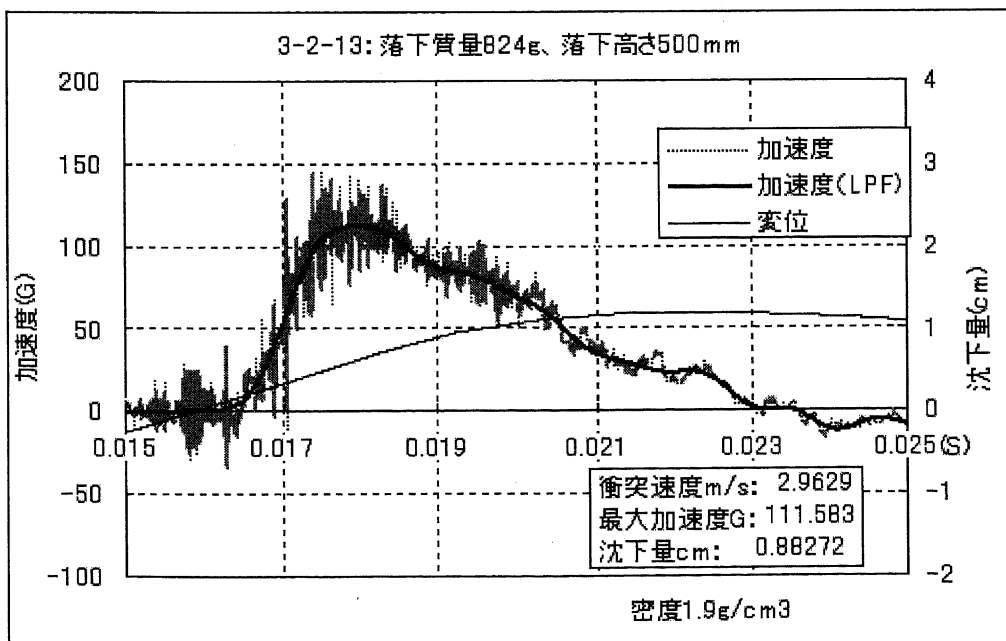


図 2.75 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-2-13)
衝突付近傍拡大版

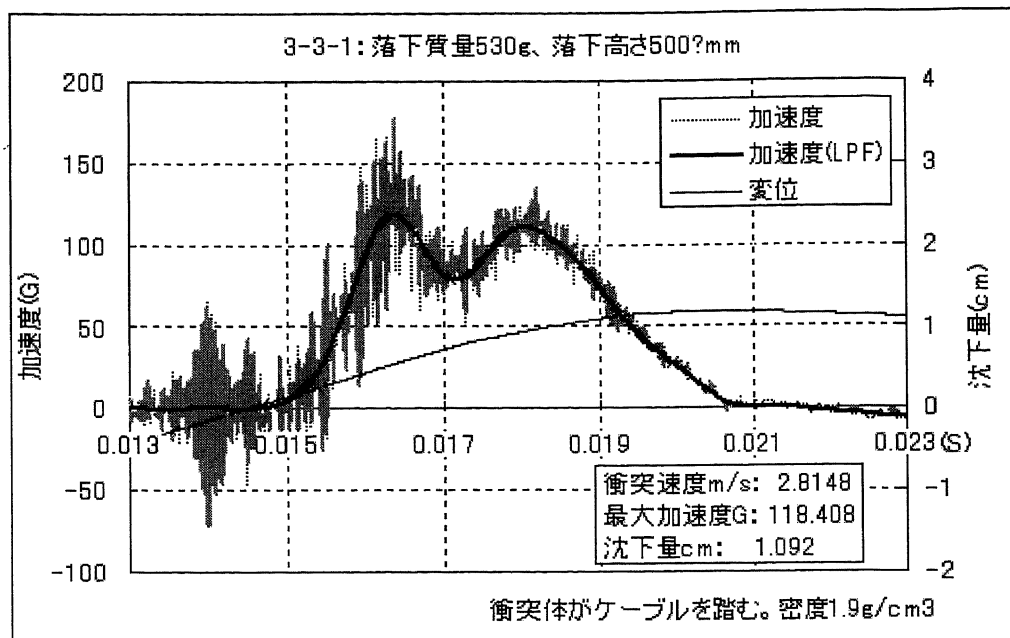


図 2.76 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験:実験 3-3-1) 衝突付近傍拡大版

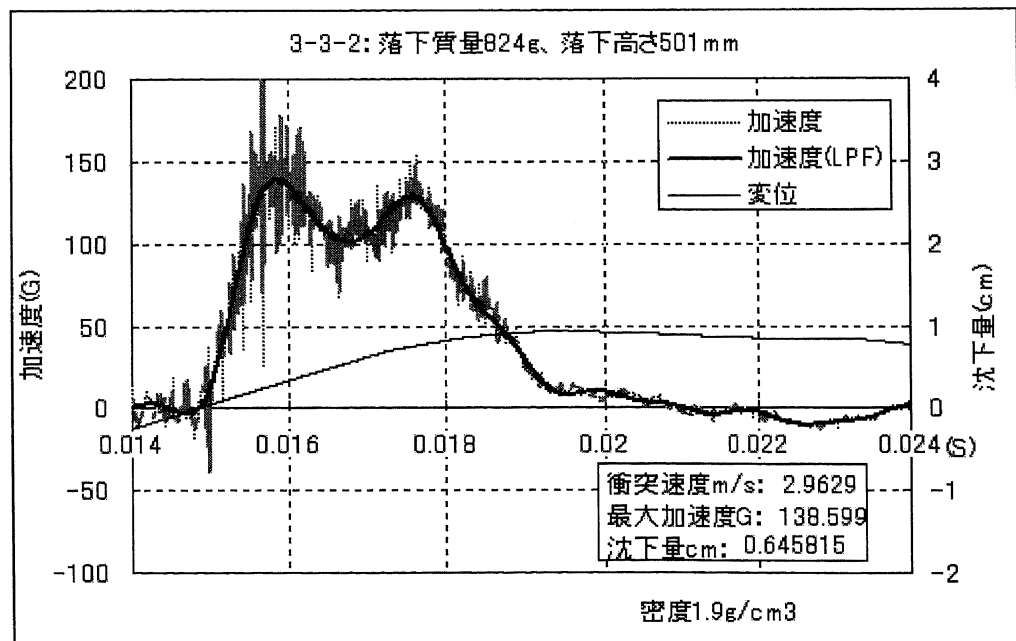


図 2.77 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験:実験 3-3-2) 衝突付近傍拡大版

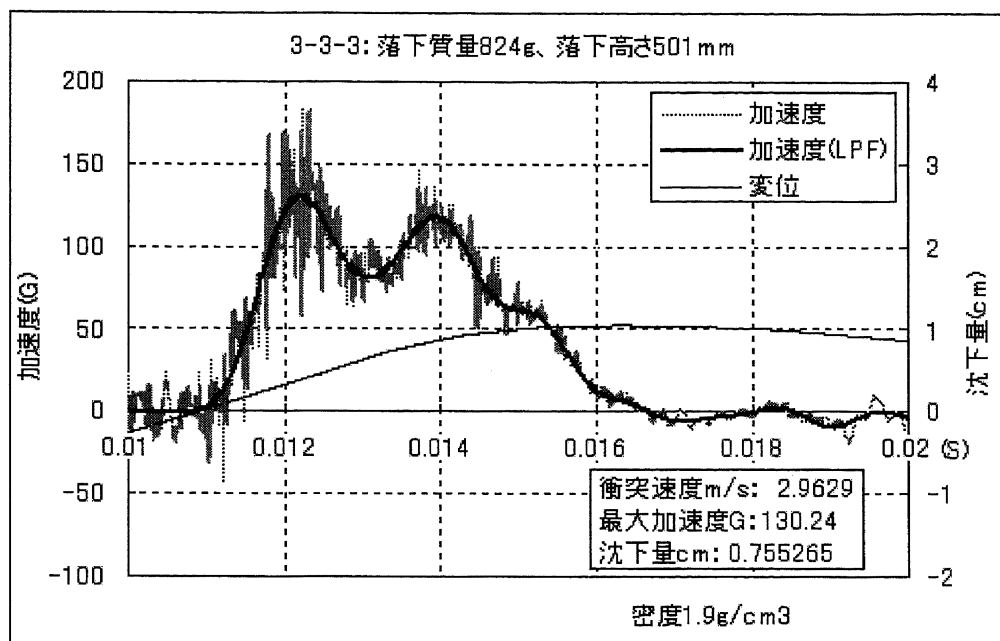


図 2.78 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-3-3) 衝突付近傍拡大版

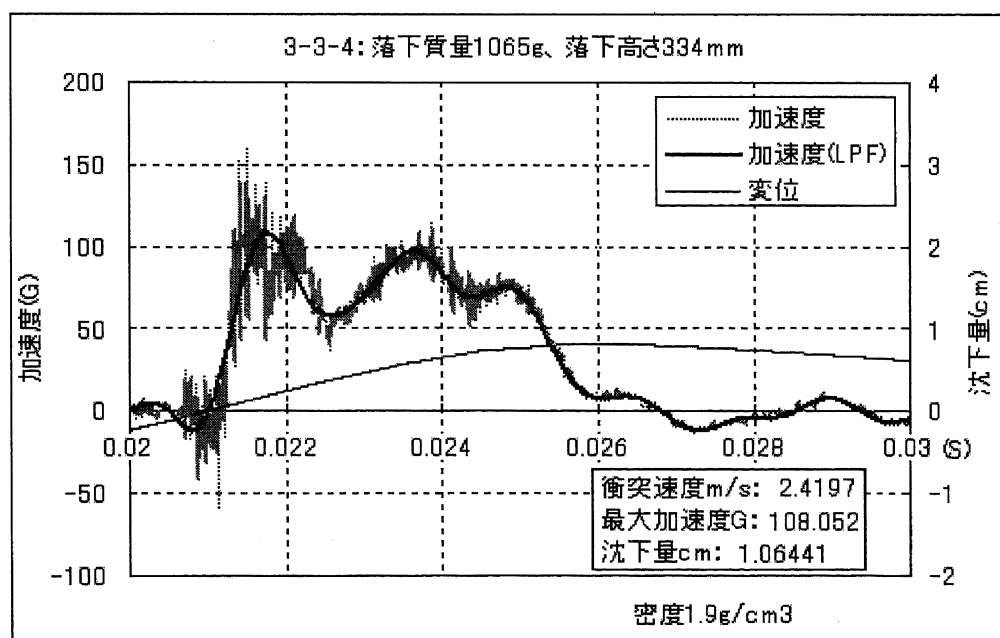


図 2.79 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-3-4) 衝突付近傍拡大版

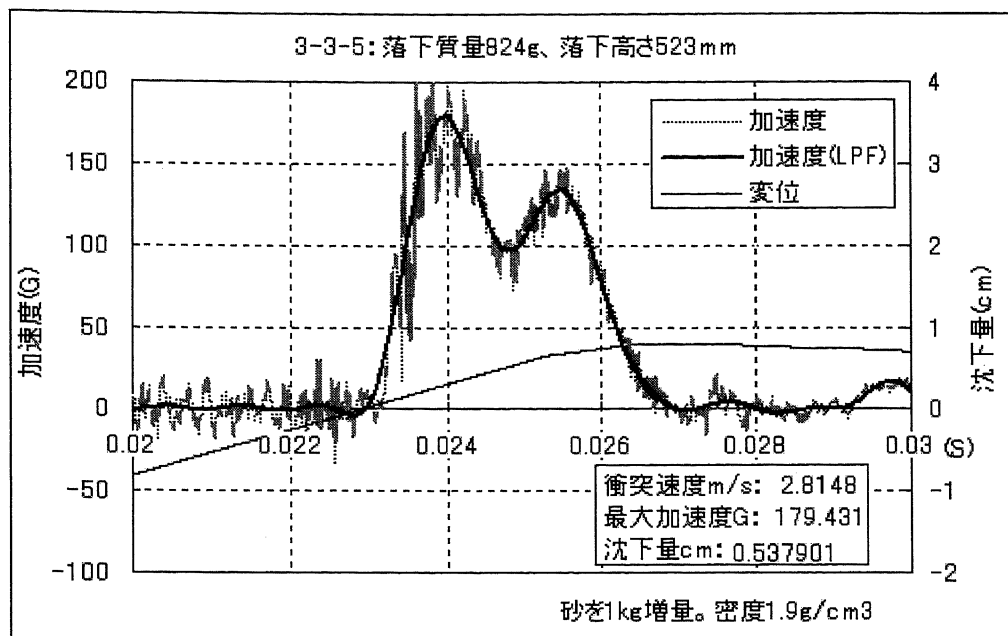


図 2.80 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-3-5) 衝突付近傍拡大版

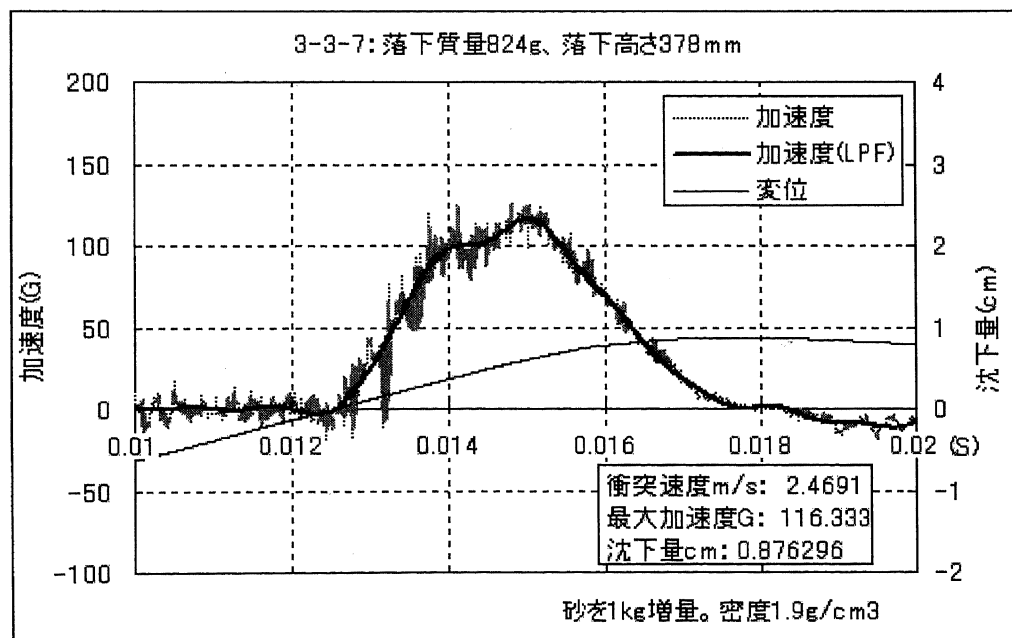


図 2.81 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-3-7) 衝突付近傍拡大版

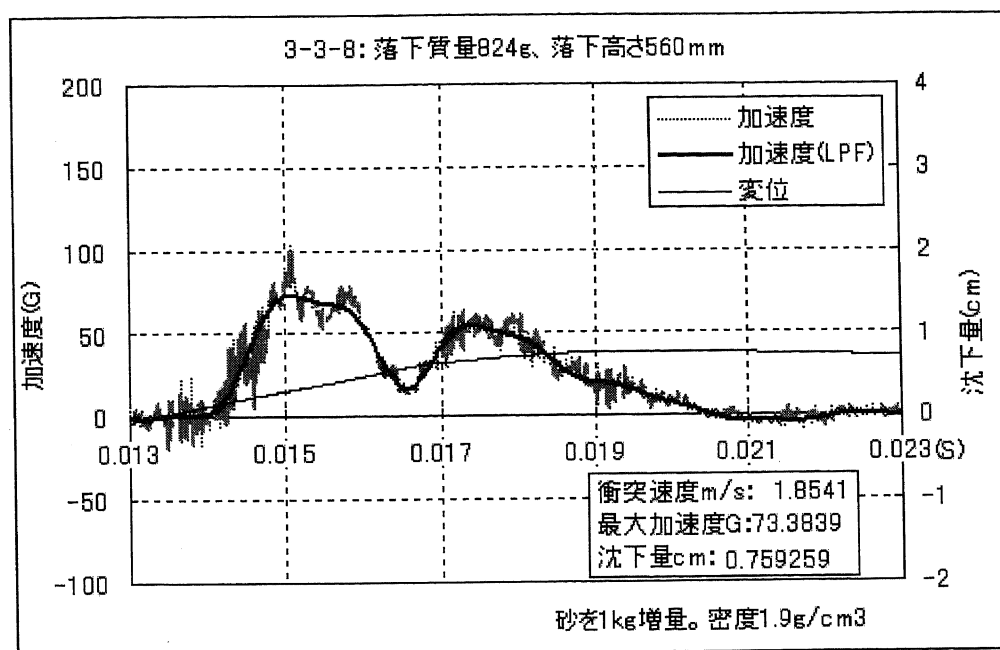


図 2.82 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-3-8) 衝突付近傍拡大版

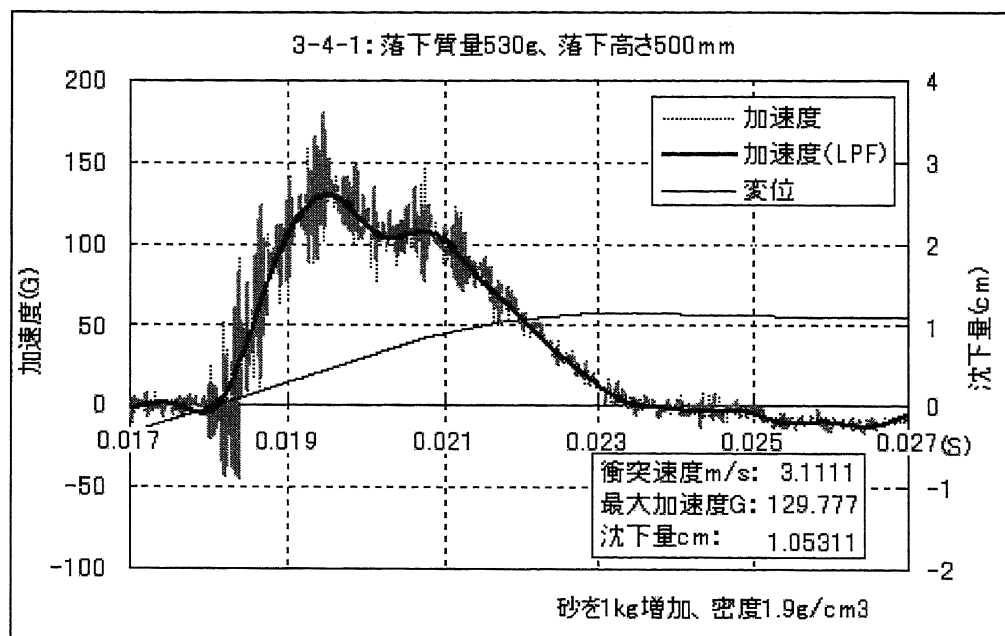


図 2.83 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-4-1) 衝突付近傍拡大版

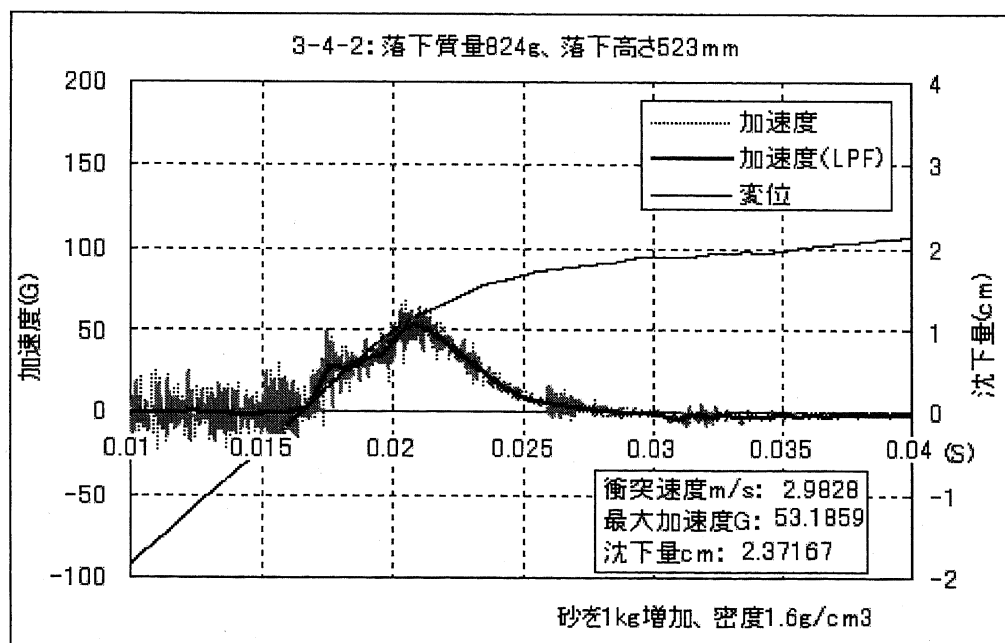


図 2.84 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-4-2) 衝突付近傍拡大版

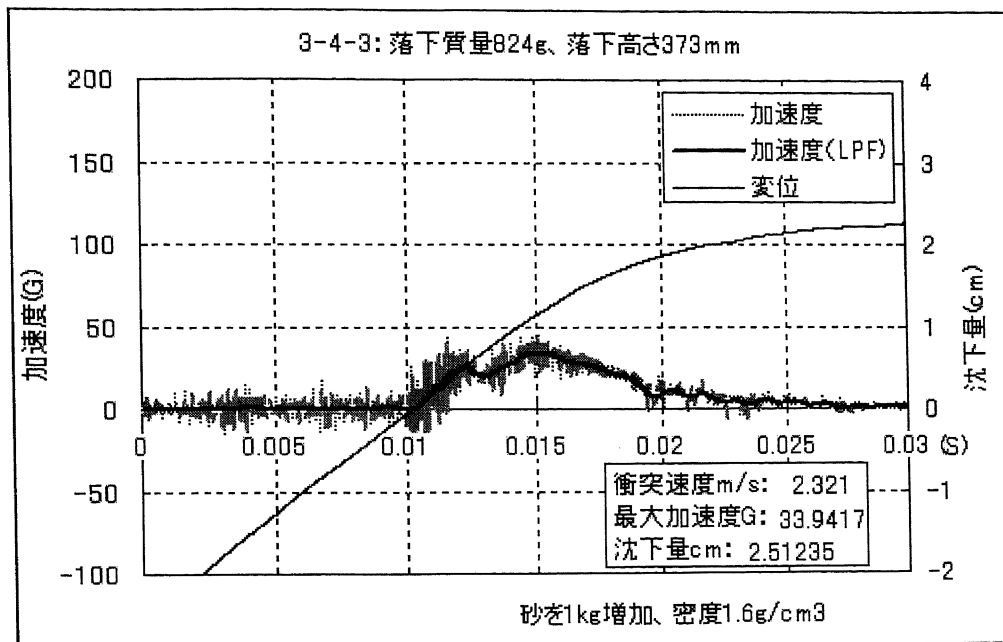


図 2.85 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-4-3) 衝突付近倍拡大版

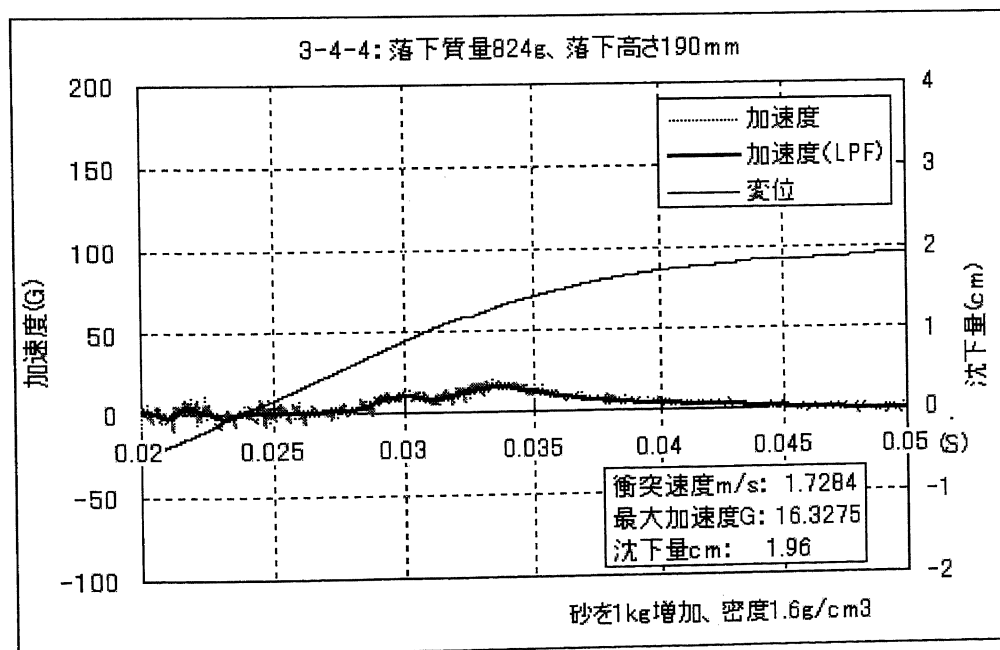


図 2.86 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-4-4) 衝突付近倍拡大版

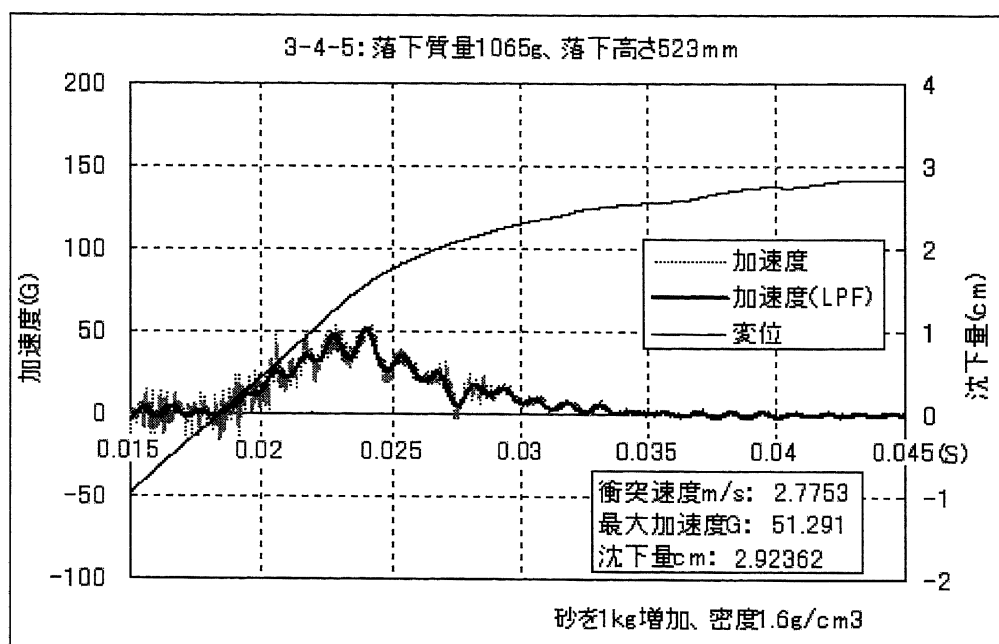


図 2.87 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-4-5) 衝突付近傍拡大版

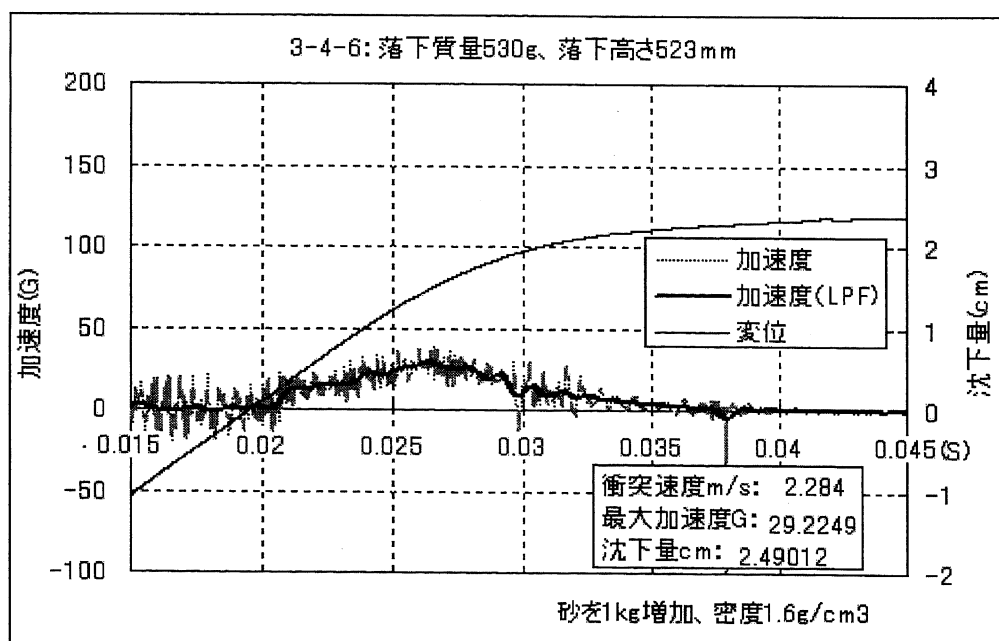


図 2.88 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-4-6) 衝突付近傍拡大版

2.6 実験結果の検討

2.6.1 真空の影響 (予備実験結果)

予備実験として行った実験 1 と実験 2 から、衝撃加速度および沈下量に対する大気中と真空中の影響を検討した。実験 1 と実験 2 では、衝突体の落下ごとに地盤を作り替えていないので、各試験での地盤密度の影響は小さいと考えられる。

まず衝撃加速度に対する真空の影響について、各試験から真空中と大気中での円柱試験体だけを抽出し、大気中の試験での衝撃加速度ピーク値を 1 とした場合に真空中の試験での衝撃加速度ピーク値の相当量を図 2.89 にまとめた。この図から、いずれの試験においても真空中での衝撃加速度ピーク値の方が大気中の衝撃加速度ピーク値より増加しており、平均で約 4 割程度増加していることがわかる。

沈下量については、同じように各試験から円柱試験体だけを抽出し、大気中の試験での沈下量ピーク値を 1 とした場合に真空中の試験での衝撃加速度ピーク値の相当量を図 2.90 にまとめた。実験番号が抜けているのは沈下量計測に失敗したケースがあるためである。この図から真空中の方が沈下量ピーク値が小さくなる場合が多く、平均で約 3 割程度減少することがわかる。

このような衝撃加速度および沈下量への真空の影響は、大気中では粒子間に存在する気体が衝突体の衝突によって急激に圧縮され、衝撃力に対してはクッションのような役割を果たし衝撃加速度を和らげ、沈下量に対しては、圧縮された気体が衝突後に衝突体周囲の砂粒子を吹きとばし、沈下量が増加するためと考えられる。

2.6.2 底面形状の影響 (予備実験結果)

予備実験として行った実験 1 と実験 2 から、衝撃加速度および沈下量に対する底面形状の影響を検討した。

まず衝撃加速度に対する底面形状の影響について、各試験で底面が平らな円柱試験体の真空中の試験での衝撃加速度ピーク値を 1 とした場合に各底面形状の試験体の真空中の試験での衝撃加速度ピーク値の相当量を図 2.91 にまとめた。この図から、いずれの試験においても円柱試験体より各底面形状の試験での衝撃加速度ピーク値の方が減少していることがわかる。

沈下量についても、同じように各試験で底面が平らな円柱試験体の真空中の試験での沈下量ピーク値を 1 とした場合に各底面形状の試験体の真空中の試験での沈下量ピーク値の相当量を図 2.92 にまとめた。図 2.91 と比べると底面形状が円錐のグラフが抜けているが、これは沈下量計測に失敗したためである。この図から、いずれの試験においても円柱試験体より各底面形状の試験での沈下量ピーク値の方が増加していることがわかる。

円柱以外の衝突体の衝撃加速度ピークが減少することについては、テラメカニックス分野での既存の実験結果 [9] と異なる結果となった。このような結果となった原因は、衝突の速度レベルやレゴリスシミュラントの特性、真空の影響などが考えられるが、今回の実験からは確かな原因はわからなかった。

円柱以外の衝突体の沈下量が大きくなることについては、既存の実験 [9] でも同じ結果が報告されているが、定量的な評価はまだなされていない。

2.6.3 衝突速度の影響 (本実験結果)

本実験として行った実験 3 から、衝撃加速度と沈下量に対する衝突速度の影響について検討した。衝撃加速度と沈下量ピークの値を衝突速度で整理したものを、相対密度 $D_r=0.8$ の場合について図 2.93 に、相対密度 $D_r=0.3$ の場合について図 2.94 に示す。また、図中に示す直線は、衝撃加速度および沈下量ピークの近似直線を示す。いずれの図からも、衝撃加速度および沈下量共に、衝突速度に大きく依存することがわかる。

2.6.4 地盤密度の影響 (本実験結果)

実験 3 における衝撃加速度および沈下量ピークを、地盤の相対密度 $D_r=0.8$ と $D_r=0.3$ で比較したものを、図 2.95 と図 2.96 に示す。両図から、衝撃加速度ピーク値と沈下量は衝突速度のみならず、地盤密度に大きく依存することがわかる。

2.6.5 落下質量の影響 (本実験結果)

本実験として行った実験 3 では、1:1.5:2 になるように落下質量を調整して実験を行った。既存の実験結果から、衝突速度が同じであれば衝撃加速度ピーク値は衝突速度に比例することが明らかになっているが、図 2.93 および図 2.94 に示す実験結果では明確にあらわれなかった。この原因としては、実験地盤の密度管理が、真空引きなどの影響で正確にできなかったことが考えられる。

2.6.6 本実験結果におけるその他の特徴

1.2 節に示した、重錘落下による地盤の締固め効果に関する既往の研究と比較すると、本実験では衝撃加速度履歴に 2 つのピークを持つケースが多い。これは緩い地盤に対する既存の実験結果と一致した傾向が見られるが、真空槽の大きさの関係で十分な地盤の厚さをとれなかったことを要因とする底面からの反射波の影響も考えられる。本実験における反射波の速度は以下のように推測される。

地盤を伝わる波の速度は以下の式で表される [33]

$$v = \sqrt{\frac{E}{\rho}} \quad (2.85)$$

ここで E は地盤のヤング係数、 ρ は地盤の密度を表す。実験では地盤の密度は 1.9 g/cm^3 だが、地盤のヤング係数 E は計測されていないので一般的に使われている以下の式から推測する [34]。

$$E = 1.47N + 21.2 \times 10^6 (N/m) \quad (2.86)$$

式 2.86 中の N は N 値と呼ばれる砂の密度に依存する係数で、密な砂の場合 30～50 の値を取る。そこで $N=50$ を式 2.86 に代入し、式 2.85 を用いて波の速度を計算すると約 190 m/s という値を得る。

実験から波の速度を求めると、例えば落下質量 824 kg 、衝突速度 3 m/s の場合、2つのピーク間の時間は約 0.002 s 程度であるので反射波の速度は $v = 0.3/0.002 = 150 \text{ m/s}$ となり、一般的な波の速度式から求めた値とほぼ等しい値になる。

したがって2つ目のピークが発生する原因は、緩い砂に対する既存の実験で見られたような衝突後の地盤密度の上昇によるものか、底面からの反射波によるものか2つの原因が考えられる。

衝撃加速度持続時間を見ると、衝突速度、落下質量による違いが不明瞭で、こちらは密な地盤の実験結果と一致した傾向が見られる。つまり、2つ目のピークを地盤の密度の上昇を原因とすると考えれば、密な地盤への衝突実験結果からは、既存の実験では緩い地盤と密な地盤に見られる両方の特徴が見られることになり既存の実験結果と矛盾するが、今回実験で用いたレゴリスシミュラントは非常に締固められやすい材料特性があるのでこのような傾向がある可能性は残る。計測結果からはこれ以上の情報は導き出せないで、本項では2つ目のピークの原因として密度の上昇と反射波という2つの原因を併記することに留める。

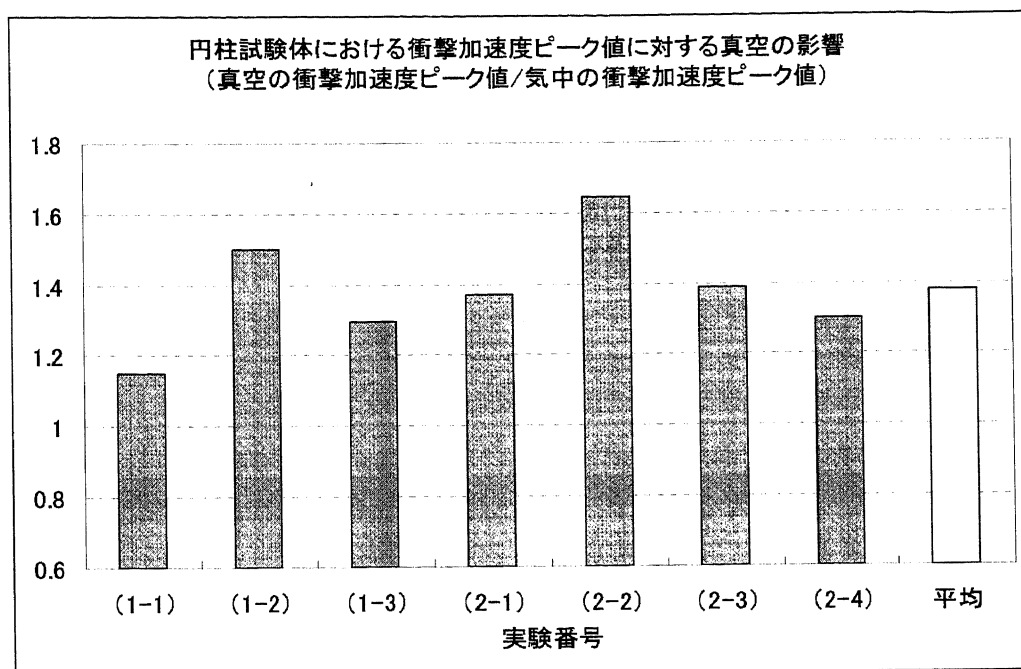


図 2.89 円柱試験体における衝撃加速度ピーク値に対する真空の影響

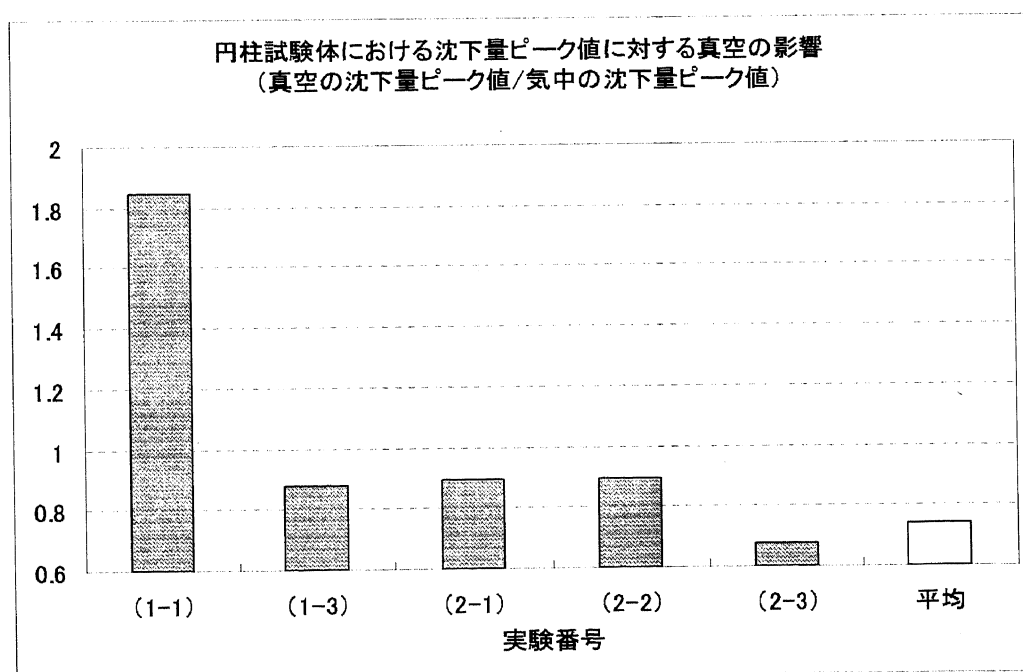


図 2.90 円柱試験体における沈下量ピーク値に対する真空の影響

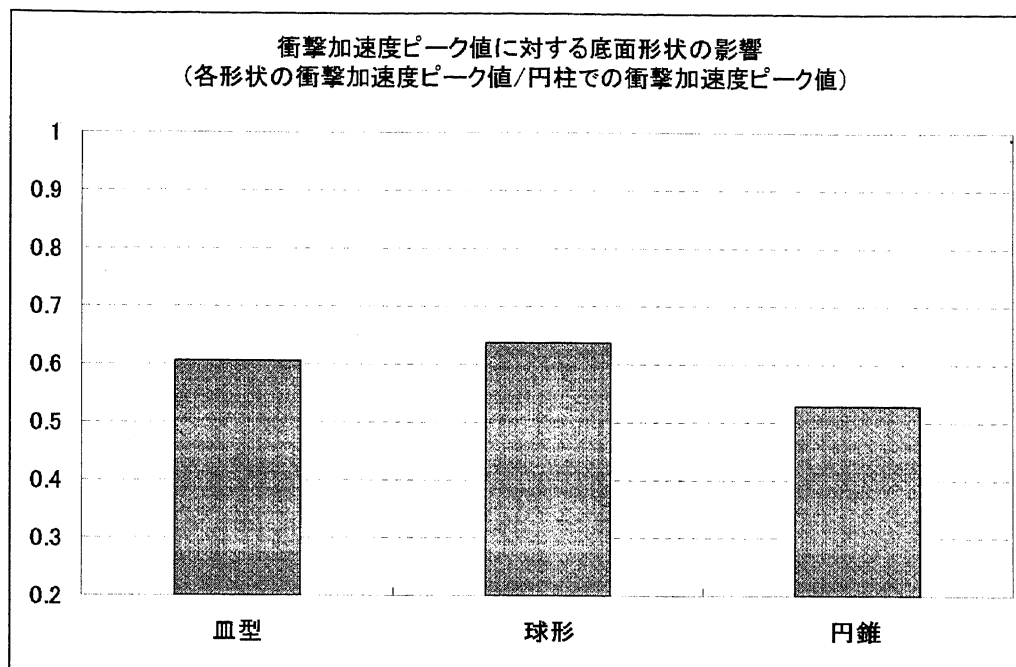


図 2.91 衝撃加速度ピーク値に対する底面形状の影響

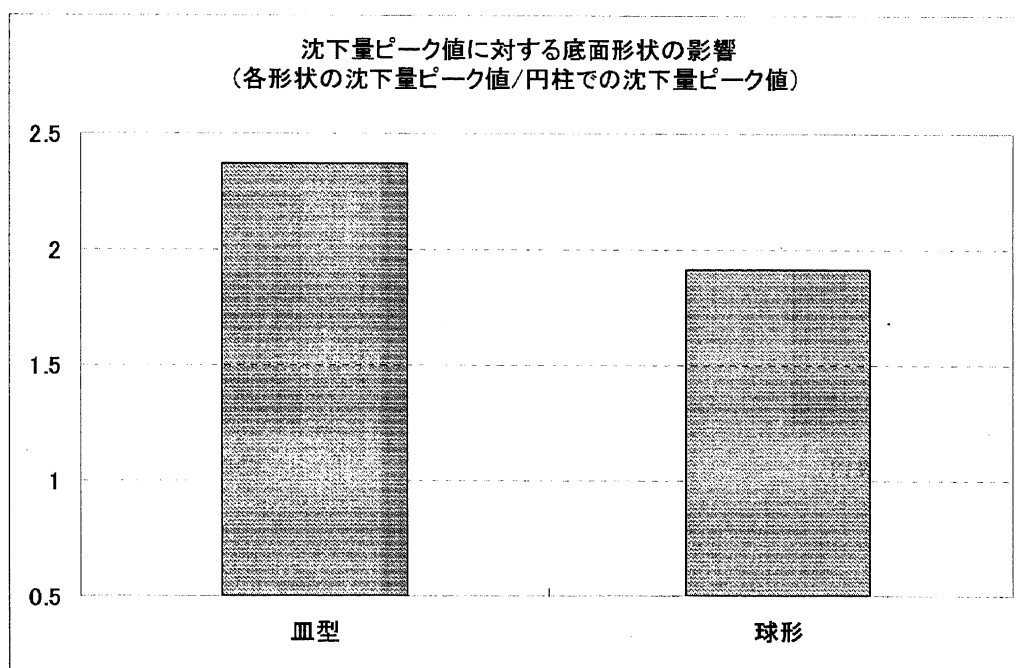


図 2.92 沈下量ピーク値に対する底面形状の影響

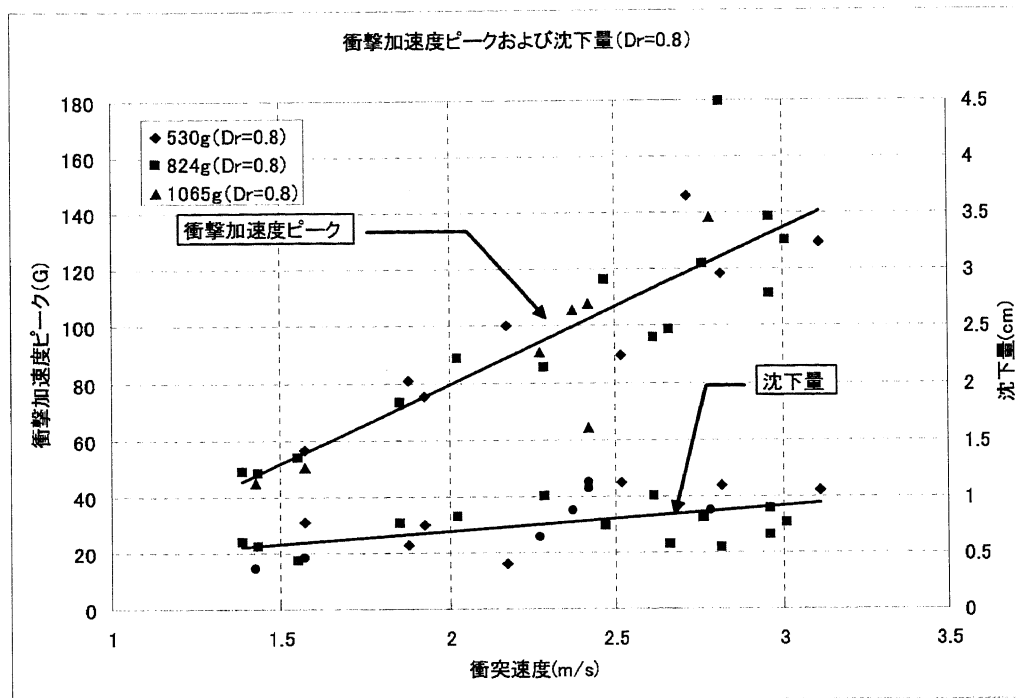


図 2.93 衝撃加速度ピークおよび沈下量ピークに対する衝突速度の影響 (相対密度 $D_r=0.8$)

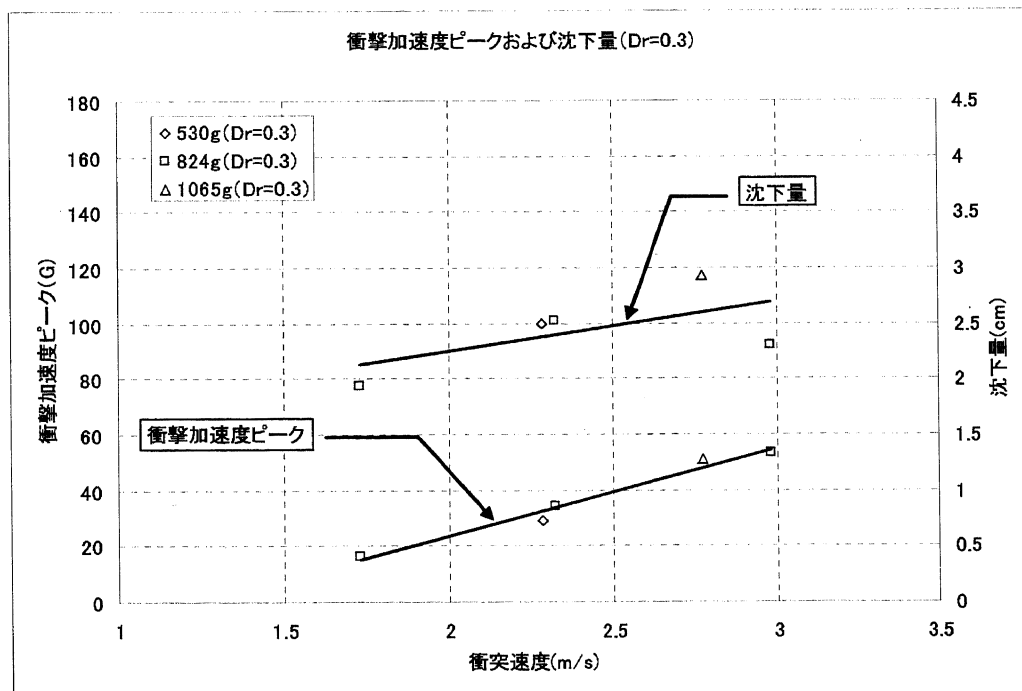


図 2.94 衝撃加速度ピークおよび沈下量ピークに対する衝突速度の影響 (相対密度 $D_r=0.3$)

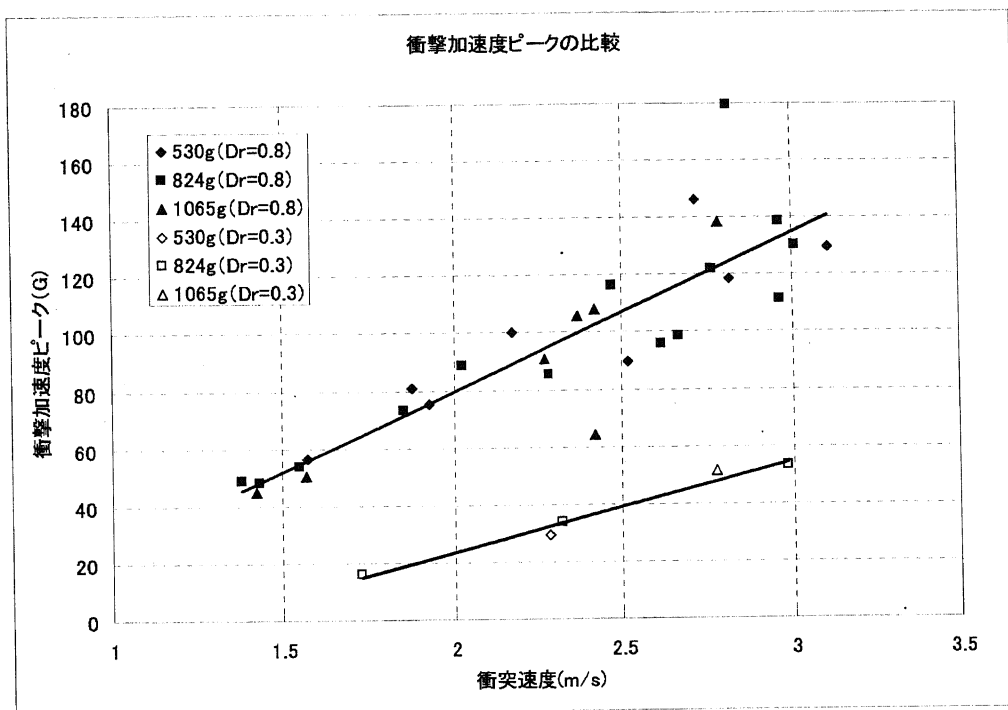


図 2.95 密度が異なる場合の衝撃加速度ピークに対する衝突速度の影響

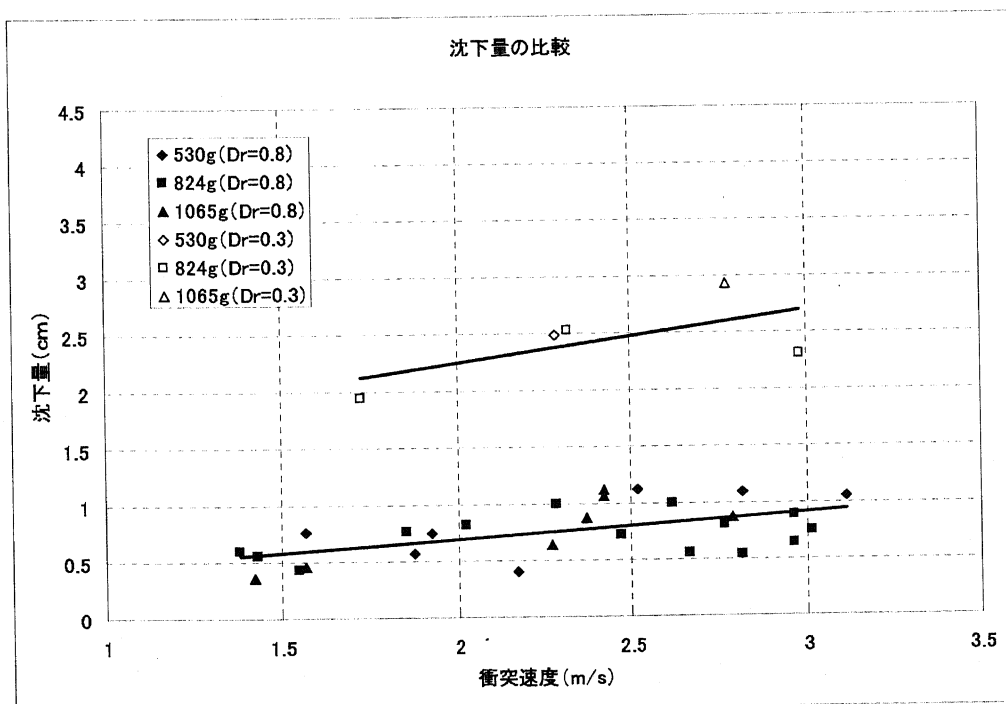


図 2.96 密度が異なる場合の沈下量ピークに対する衝突速度の影響

2.7 結言

第1章に示したように、テラメカニクス分野の調査を行った結果、衝突現象を対象とした地盤のモデル化は見当たらず、アポロ地盤モデルとは今回研究対象とした SELENE-B フットパットの直径が異なる現象についてモデル化したものであるため、月面上への着陸時の衝撃力を求めるために月面環境を模擬した実験を行った。まず、真空と衝突体の底面形状の影響を確認するため、予備実験として実験1と実験2を行った。その結果以下の項目が明らかになった。

- 真空の影響:

真空中での実験の衝撃加速度が大気中の衝撃加速度に比べて4割ほど増加する。真空中での実験の沈下量の方が大気中の沈下量に比べて3割ほど減少する。

- 底面形状の影響:

真空中の実験で底面形状の影響を確認した結果、底面が平らな円柱試験体が、衝撃加速度が最も大きくなり、沈下量が最も小さくなる。

上記の項目のうち、衝撃加速度に対する底面形状の影響は、既存の実験結果には見られない現象であるが、今回の実験からは明確な理由はわからなかった。

本実験として行った実験3では、衝突速度、地盤密度、落下質量の影響について検討した。各項目の影響をまとめると以下ようになる。

- 衝突速度の影響:

衝突速度の影響については、衝撃加速度ピーク値および沈下量に大きく影響することがわかったが、既存の実験結果のように、衝突速度に正比例した結果は得られなかった。これは、真空チャンバー内での実験のため、地盤密度管理が難しいことが原因で実験結果がばらついたためと考えられる。

- 地盤密度の影響:

地盤密度の影響については、地盤の相対密度 $D_r=0.8$ および $D_r=0.3$ で実験を行った結果、衝撃加速度および沈下量共に、地盤密度に大きく影響する。

- 落下質量の影響:

実験結果には落下質量の影響が見られなかった。おそらく、地盤密度管理の難しいため、落下質量の影響が地盤密度の影響に埋もれてしまったためと考えられる。

本実験から明らかになったその他の特徴としては、衝撃加速度履歴の前半と後半に2つのピークがあらわれる場合が多いことが挙げられる。この原因としては衝突後の地盤密度の上昇または底面からの反射波の影響が考えられるが、どちらが主であるかは実験結果か

らは判断できなかった。

第 3 章

アポロ地盤モデルの適用

3.1 序言

1969 年の月面有人着陸に代表されるアポロ計画を実行するにあたって、月面着陸時の着陸船の安全着実な月面着陸を実現するために数々の実験が行われている。その中でも、着陸時の挙動解析の際に、最も基礎的な実験は着陸脚フットパットを模擬した試験体の模擬月地盤への衝突実験である。この実験は、Bendix 社を中心に、ノートルダム大学、パデュー大学、カルフォルニア大学などの協力で行われた研究で、1966 年から 1968 年にかけて、NASA の「Lunar Module(LM) Soil Mechanics Study」[13] の一環として行われた。

この研究の目的は、月面着陸時のフットパットの挙動とフットパットが砂から受ける反力の相関関係式を作ることであった。その方法としては、地球上で機械と土壌の相互作用について研究するテラメカニックス分野で良く用いられる方法と同じく、模擬月地盤に対する数々の実験結果を用いて地盤をモデル化し、フットパットの挙動と地盤反力の関係式を半経験式として導く方法が取られている。

この章では、まず「Lunar Module(LM) Soil Mechanics Study」で行われた実験および地盤のモデル化 (以下アポロ地盤モデル) の概要を述べる。次に、第 2 章に述べた本実験への適用について検討する。SELENE-B を対象とした着陸衝撃現象に対してアポロ地盤モデルが利用できれば、2 章で行ったような実験を行わずとも月面砂地盤上への着陸時の衝撃力が算定できるようになる。

3.2 アポロ地盤モデルの概要

3.2.1 アポロ計画で行われた地盤実験

アポロ計画において、月面への着陸のための基礎的な実験として行われた「Lunar Module(LM) Soil Mechanics Study」では、フットパット試験体と模擬月地盤を用いた実験が行われ、斜め方向を含む着陸脚フットパットの月地盤への衝突挙動を以下のフェーズに分類して検討している。

- 初期衝撃フェーズ: 着陸パットが地盤に接地し、地盤から衝撃力を受けるフェーズ
- 滑りフェーズ: (斜め) 衝突後にフットパットが地盤上を滑るフェーズ
- 静的均衡フェーズ: フットパットの動的な変位が終了し、静的な変位を行うフェーズ

それぞれのフェーズに対応させ、以下の実験が行われた。

- 初期衝撃フェーズ: (斜め衝突を含む) 衝撃衝突テスト
衝撃衝突テストではフルスケール用と 1/6 スケールを含むサブスケール用の 2 つの実験装置が用いられた。実験装置にはレールがありそのレール上をベアリングを介

して取り付けられた衝突体が、圧搾空気により衝突速度を調整されて模擬月地盤に衝突する仕組みになっていた。レールの角度を任意に変えることにより地盤に対して斜め方向の速度を持つ衝突テストも行われた。

- 滑りフェーズ：(斜めを含む) 引張テスト

模擬月地盤上のフットパット試験体を水平方向の速度を持たせて移動させる際の地盤の摩擦抵抗および切削抵抗を測定する実験。水平に取り付けられたレール上を、ある初期速度で、あるいは一定速度でフットパット試験体を動かす実験が行われ、その際の砂の抵抗が測定された。この試験では、予算的な問題から 1/6 スケールのフットパットのみが行われた。

- 静的均衡フェーズ：(斜めを含む) 静的貫入テスト

地盤の地耐力を測定する際に使われる静的貫入試験と同じ実験が行われた。貫入装置先端に取り付けられたフットパット試験体のサイズや形状、地盤への貫入速度を変化させ、地盤への押し込み時の反力が測定された。

上記の実験の中で、本研究と重なるのは、初期衝撃フェーズで行われた衝撃衝突テストである。衝撃衝突テストは、表 3.1.1 に示すパラメータの元で、フルスケール試験体で 21 回、サブスケール試験体で 362 回行われている。図 3.1 に衝撃衝突テストで用いられた実験装置を示す。

3.2.2 アポロ地盤モデル

初期衝撃フェーズで行われた衝撃衝突テストのうち、衝突角度を持たない垂直に衝突させた実験結果から、図 3.2 に示すように地盤がモデル化されている。一般的に、地盤への衝突現象などの地盤となんらかの物体の相互作用に基づく現象をモデル化する場合、物体と地盤の接触後に物体と共に運動する土塊との連立方程式で表されることが多い。例えば、地盤に設置された機械の振動現象については、機械の質量と、機械と共に振動する土塊の質量 (付加質量) との連立方程式で表される [35]。アポロ計画においても、同じように衝突体の質量と衝突後に衝突体と共に運動する土塊の質量との連立方程式を用いて、地盤のモデル化を行っている。ここで試験体と共に運動する土塊は「主動くさび」(Stagnation Mass) と言い、頂角が $\pi/2 - \phi$ の円錐となる。

- 落下質量 (Impacting Mass) に対する微分方程式

$$M_1 \ddot{\delta} + \frac{r}{r_m} K_s (\delta_1 - \delta_2) - M_1 g = 0 \quad (3.1)$$

- 主動くさび質量 (Stagnation Mass) に関する微分方程式

$$\eta \rho \left(r^3 \ddot{\delta}_2 + 3r^2 \frac{dr}{d\delta_1} \dot{\delta}_1 \dot{\delta}_2 \right) + C_{s2} r^2 |\dot{\delta}_2| \dot{\delta}_2 + a_1 \delta_2 - \frac{r}{r_m} K_s (\delta_1 - \delta_2) = 0 \quad (3.2)$$

各パラメータの説明を以下に示す。

M_1 :	衝突体質量 (フットパットの質量も含む)	K_s :	地盤の弾性率
δ_1 :	フットパットの沈下量	δ_2 :	主動くさびの沈下量
$r(\delta_1)$:	フットパットの有効半径	η :	主動くさびの形状を表す係数
C_{s2} :	砂の動的抵抗係数	a_1 :	砂の静的抵抗係数
r_m :	フットパットの直径最大値	ϕ :	砂の内部摩擦角

上記のうち罫線で囲まれた3つの係数、 K_s 、 C_{s2} 、 a_1 、以外は実験のコンフィギュレーションに係わる定数または実験変数である。したがって、式3.1と式3.2において、 K_s 、 C_{s2} 、 a_1 の3つの砂についての係数を何らかの方法で定めることができれば、式3.1と式3.2を用いて、フットパットの挙動を事前に算定できる。アポロ計画では、砂の静的な抵抗を表す係数 a_1 を、先行実験により定めている。実験より、係数 a_1 は、砂の種類によらず、砂の相対密度のみに依存することが確かめられ、以下の式で表される。

$$a_1 = 29\rho g A_{fi} e^{1.4D_r} \tan \phi \quad (3.3)$$

ここで、 D_r は砂の相対密度、 A_{fi} は衝突体の衝突時の地盤に対する断面積を表す。係数 K_s 、 C_{s2} については、式3.1と式3.2から、実験結果をもちいて、試行錯誤的に求めている。試験結果とどうしても合わない場合は a_1 の値を再検討し、 K_s 、 C_{s2} を再設定している。表3.1に、アポロ計画の実験で用いられた係数を示す。

3.2.3 アポロ地盤モデルの本実験への適用

アポロ計画で行われた実験では、底面が曲面のフットパット衝突体を想定して実験が行われたため、式3.2の第1項は、衝突後の地盤貫入量による主動くさび質量の変化に対応した式になっているため、やや複雑な式になっている。本研究では、円柱形状の衝突体による実験が主なため、衝突体は平な底面を持つ。したがって、アポロ地盤モデルで、フットパット底面形状を考慮している主導くさび質量を表す第1項は簡略化でき、図3.3に示すような2質点系バネマスモデルの振動問題としてモデル化できる。2質点系の挙動は、以下の式で表される。

● 落下質量 (Impacting Mass) に対する微分方程式

$$m_1 \ddot{x}_1 + K_s (x_1 - x_2) - m_1 g = 0 \quad (3.4)$$

● 主動くさび質量 (Stagnation mass) に関する微分方程式

$$m_2 \ddot{x}_2 + C_{s2} r^2 |\dot{x}_2| \dot{x}_2 + a_1 x_2 - K_s (x_1 - x_2) - m_2 g = 0 \quad (3.5)$$

ここで、 m_1 は落下質量を、 m_2 は主動くさび質量を、 x_1 と x_2 は落下質量と主動くさび質量の位置を表す。アポロモデルと同様に、式 3.4 と 式 3.5 において、係数 C_{s2} 、 a_1 を何らかの方法で定めることができれば、式 3.4 と 式 3.5 を用いて、衝突体の挙動を事前に算定できる。アポロ実験と本実験との違いについて表 3.2 に示す。表 3.2 からアポロ実験と本実験で大きく異なるのは、衝突体の直径である。アポロ実験では、アポロ着陸船を対象としているため、フルスケールの衝突体で直径 93 cm だが、本実験ではサイズの小さい SELENE-B 着陸実験機を対象としているため、フルスケールで 30 cm となっている。これらの事柄を考慮し、ここでは本実験に対応させた各係数を以下のように設定した。

- a_1 : 砂の種類に関係無く、地盤の相対密度で決まるので、式 3.3 を用いる。
- K_s : 衝突速度、地盤の密度 (相対密度) および衝突体の直径に左右されると思われる。ここでは実験で用いた相対密度 ($D_r = 0.8$ と $D_r = 0.3$) に対して以下の値を設定した。

相対密度 $D_r = 0.8$: $K_s = 139.8 \text{ kN/m}$ (=8000 Lb./In.)

相対密度 $D_r = 0.3$: $K_s = 92.6 \text{ kN/m}$ (=5300 Lb./In.)

- C_{s2} : 衝突速度、地盤の密度 (相対密度) および衝突体の直径に左右されると思われる。ここでは実験で用いた相対密度 ($D_r = 0.8$ と $D_r = 0.3$) に対して以下の値を設定した。

相対密度 $D_r = 0.8$: $C_{s2} = 821.3 \text{ kNs}^2/\text{m}^4$ (=0.077 Lb.-Sec.²/In.⁴)

相対密度 $D_r = 0.3$: $C_{s2} = 85.3 \text{ kNs}^2/\text{m}^4$ (=0.008 Lb.-Sec.²/In.⁴)

以上の値を用いて計算を行った。表 3.3 に、設定した係数値を、各係数の設定の際に用いた、SI 単位系に変換したアポロ実験で用いられた係数値とともに示す。

表 3.1 Preliminary Values of Coefficients [13]

Soil	Scale	V_o (In./Sec.)	a_1 (Lb./In.)	C_{s2} (Lb.-Sec. ² /In. ⁴)	η	K_s (Lb./In.)	θ (Degrees)
RS Dense ($D_r = .65$)	Full	95	3,000	.015	1.0	45,000	0
		95	4,000	.012	1.0	80,000	0
		175	2,500	.008	1.0	30,000	0
RS Loose ($D_r = .0$)	Full	115	625	.0005	1.6	15,000	0
		150	675	.0006	1.25	15,000	0
		177	600	.0007	1.25	15,000	0
RS Loose ($D_r = .0$)	1/6	52.7	35	.0007	2.5	1,750	0
		84	35	.0009	2.7	1,750	0
		108	33	.00085	2.5	1,350	0
		108	34	.0008	2.5	1,750	0
		128.4	32	.00075	2.1	1,750	0
		140	34	.0007	1.8	1,750	0
		140	34	.00075	1.7	1,750	0
		179	35	.0007	2.7	1,750	0
RS Intermediate /Loose($D_r = .25$)	1/6	77.3	20	.0065	2.3	5,000	0
RS Intermediate ($D_r = .45$)	1/6	56.6	35	.0125	3.5	5,000	0
		76	35	.008	2.5	5,000	0
		70.6	17	.008	2.5	5,000	17.5
		77.4	19	.0047	2.5	5,000	35
		73.3	19	.0022	2.5	5,000	52.5
		70.2	8	.0009	.5	5,000	70
RS Intermediate ($D_r = .65$)	1/6	57.2	45	.033	3.5	10,000	0
		70.6	35	.035	1.75	12,500	0
		78	40	.025	1.75	12,500	0
		84.3	28	.0195	1.75	12,500	17.5
		76.6	19	.014	1.75	12,500	35
		77.4	14	.007	1.75	12,500	52.5
		71.3	13	.0017	1.75	12,500	70
RS Dense /Dense($D_r = .8$)	1/6	68.6	55	.069	3.5	10,000	0

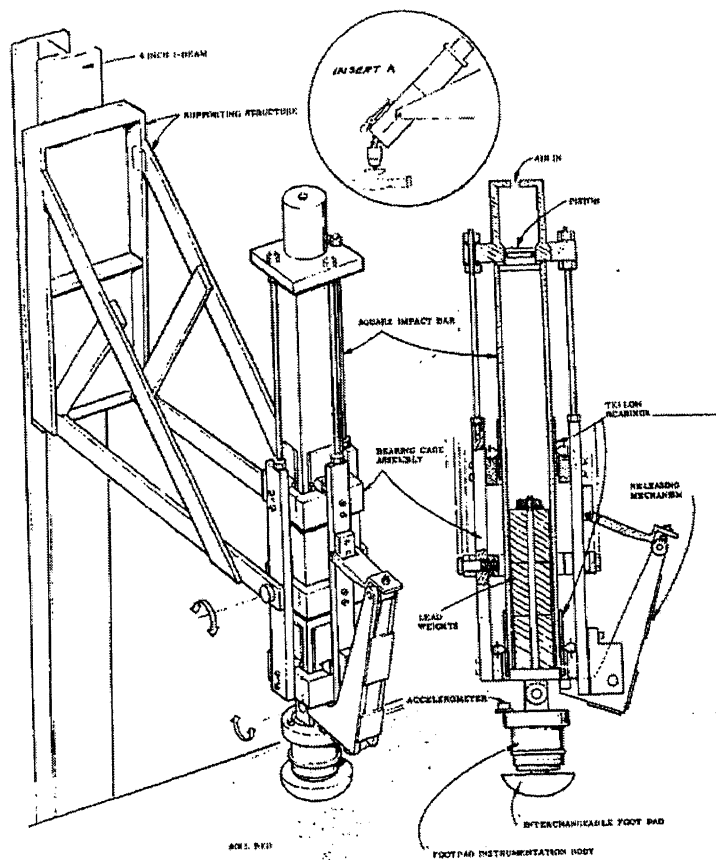


図 3.1 アポロ計画で使われた衝撃衝突テスト実験装置 [13]

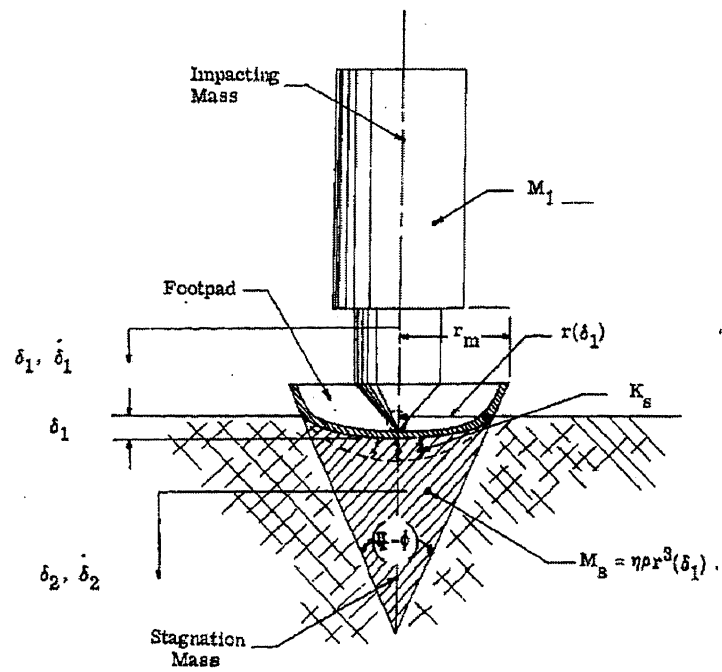


図 3.2 アポロ計画での地盤のモデル化 [13]

ル

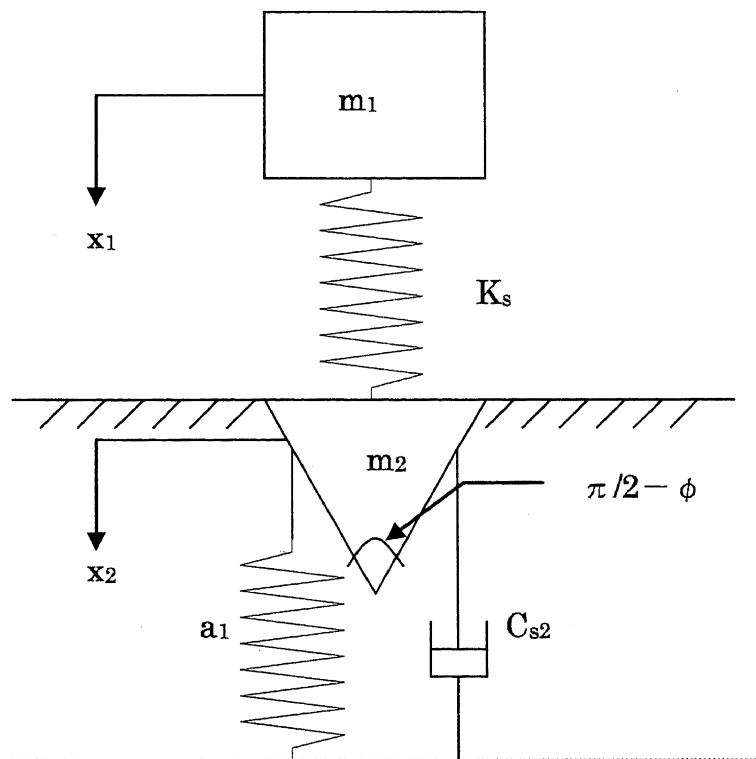


図 3.3 アポロ計画での地盤のモデル化の本実験への適用

表 3.2 アポロ実験と本実験の違い

	アポロ実験	本実験
砂の種類	1 種 (RS 砂)	1 種 (シミュラント)
砂の密度	5 種の相対密度 0、0.25、0.45、0.65、0.8	2 種の相対密度 0.8、0.5
試験体のスケール	2 種 フルスケール:直径 93 cm 1/6 スケール:直径 15 cm	1 種 1/6 スケール:直径 5 cm
衝突速度	1.3~4.5 m/s	1.2~3.1 m/s

表 3.3 K_s 、 C_{s2} の設定:アポロ実験と本実験の比較

	相対密度 (D_r)	スケール	衝突速度 (m/s)	a_1 (kN/m)	C_{s2} (kNs ² /m ⁴)	K_s (kN/m)
アポロ実験	0.65	フルスケール 直径 93 cm	2.4	523.1	158.0	786.5
			2.4	697.6	128.0	1398.2
			4.4	436.0	85.3	524.3
	0.65	1/6 スケール 直径 15.5 cm	1.5	7.8	352.0	174.8
			1.8	6.1	373.2	218.5
			2.0	7.0	266.7	218.5
	0.8	1/6 スケール 直径 5 cm	1.7	9.6	735.9	174.8
	0.8		1.2 ~ 3.1	3.2	821.3	139.8
	0.3	1/6 スケール 直径 5 cm	1.2 ~ 3.1	0.9	85.3	92.6

3.3 アポロ地盤モデルによる計算結果

式 3.4 と 式 3.5 で表される地盤モデルは、式 3.5 の左辺第 2 項に速度の方向によって変化する非線型項を持ち、連立方程式を解くことができないため、MAT-LAB の SIM-LINK を用いて数値計算を行った。図 3.4～図 3.15 に相対密度 $D_r = 0.8$ の場合、図 3.16～図 3.27 に相対密度 $D_r = 0.3$ の場合の数値計算値を示す。

各図より、アポロ地盤モデルによる計算値はいずれも 1 つのピークを持つ。これは地盤を弾性バネと仮定して計算しているためであり、実験で見られたような 2 つのピークを持つ衝撃加速度時刻歴形状は再現できなかった。また、バネマスモデルのため、沈下量ピーク後に地盤の振動が発生する。地盤の振動は、衝突速度が大きい場合、地盤密度が低い場合、顕著に現れる。

図 3.28、図 3.29 に衝撃加速度および沈下量のピークを相対密度の違いで比較したグラフを示す。図中の直線は線形近似を表す。両図から、衝撃加速度および沈下量ピークは衝突速度と地盤密度に大きく影響を受けることがわかる。また実験では不明瞭だった、衝撃加速度および沈下量ピークに対する落下質量による影響が明確に表れている。

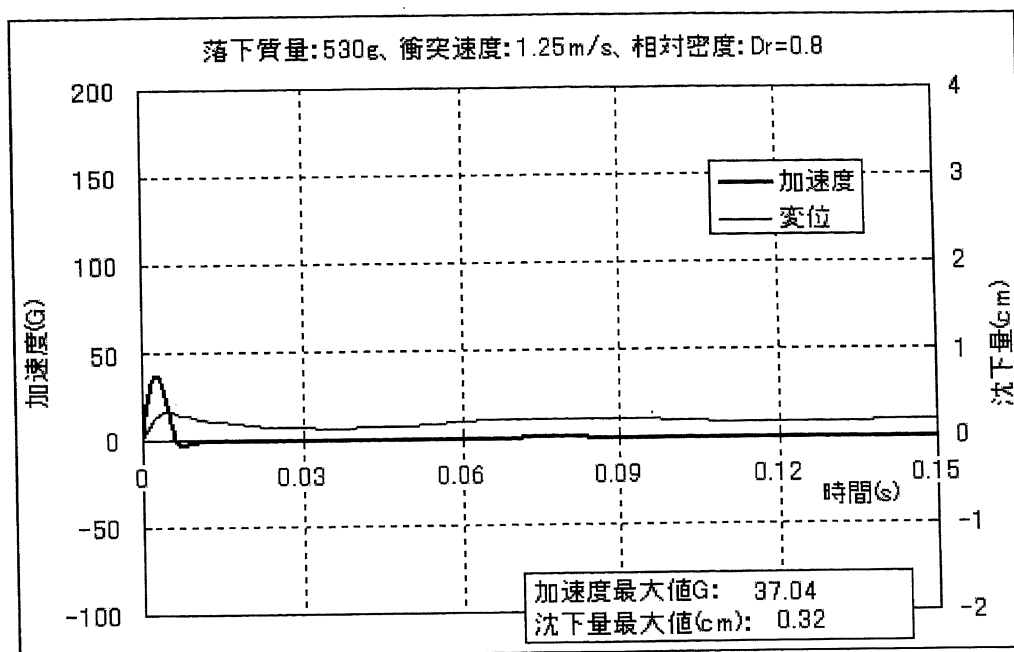


図 3.4 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:530g, 衝突速度: 1.25m/s, 相対密度:Dr=0.8)

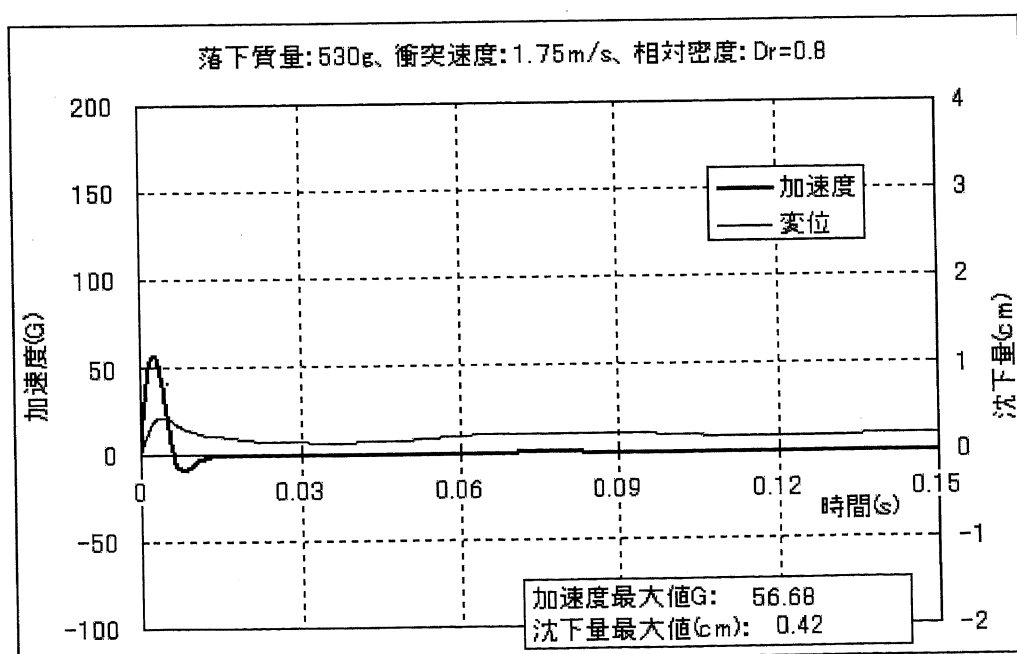


図 3.5 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:530g, 衝突速度: 1.75m/s, 相対密度:Dr=0.8)

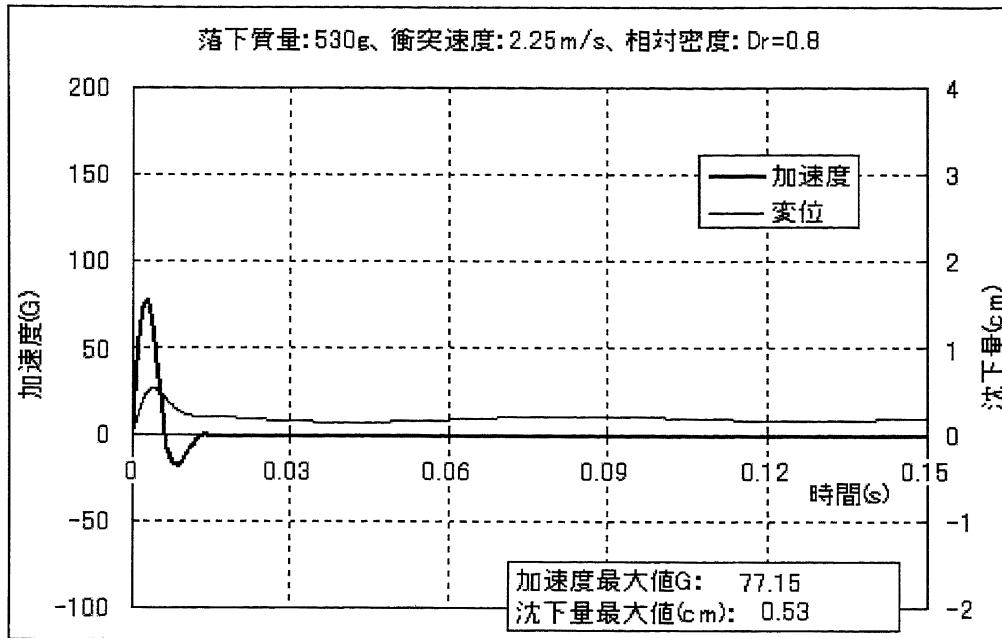


図 3.6 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:530g, 衝突速度: 2.25m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

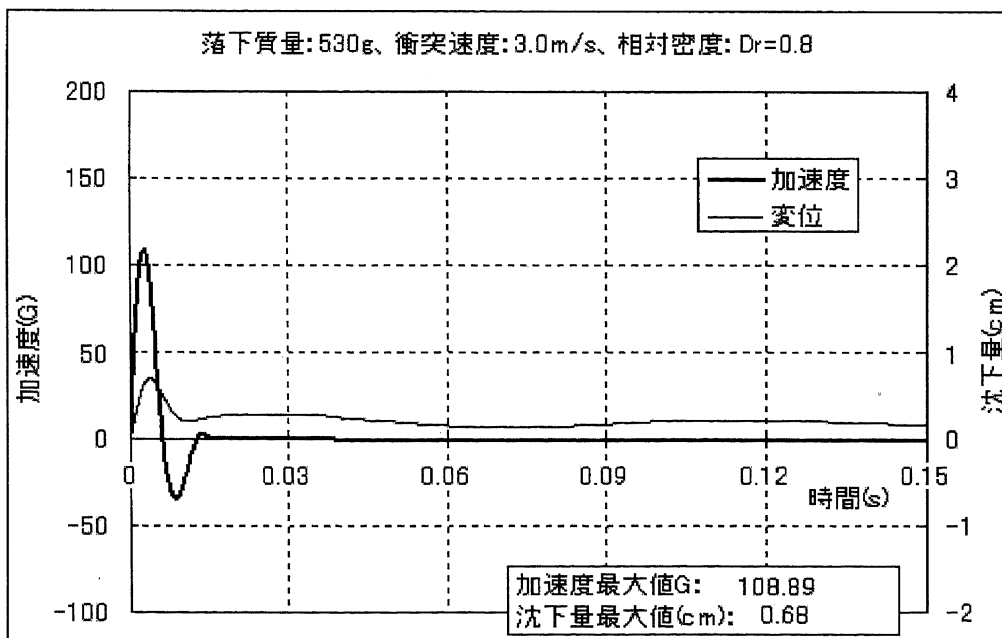


図 3.7 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:530g, 衝突速度: 3.0m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

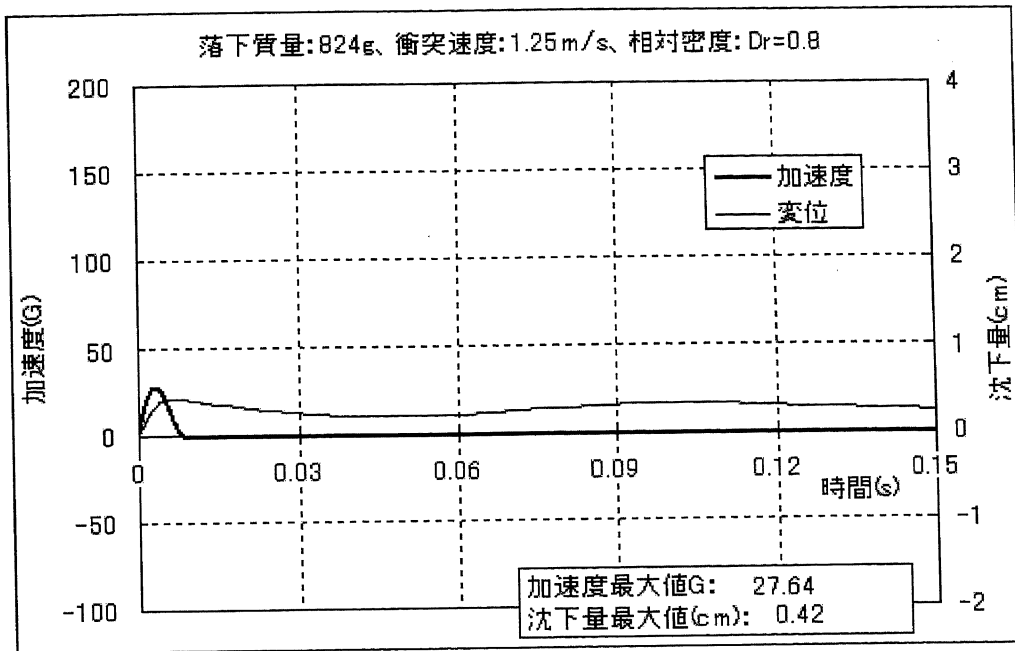


図 3.8 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量: 824g, 衝突速度: 1.25m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

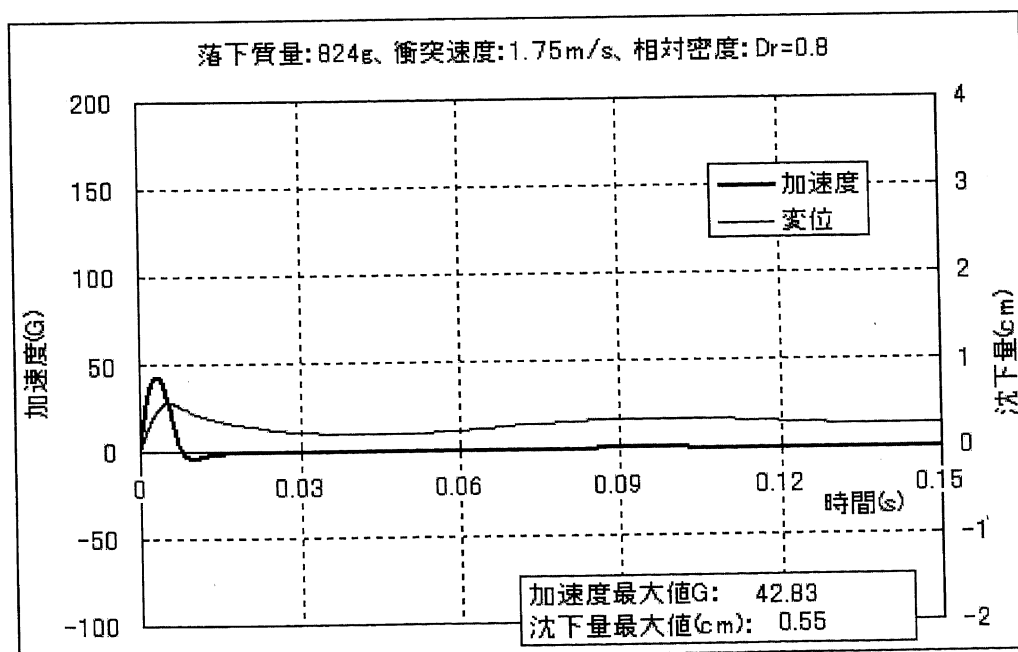


図 3.9 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量: 824g, 衝突速度: 1.75m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

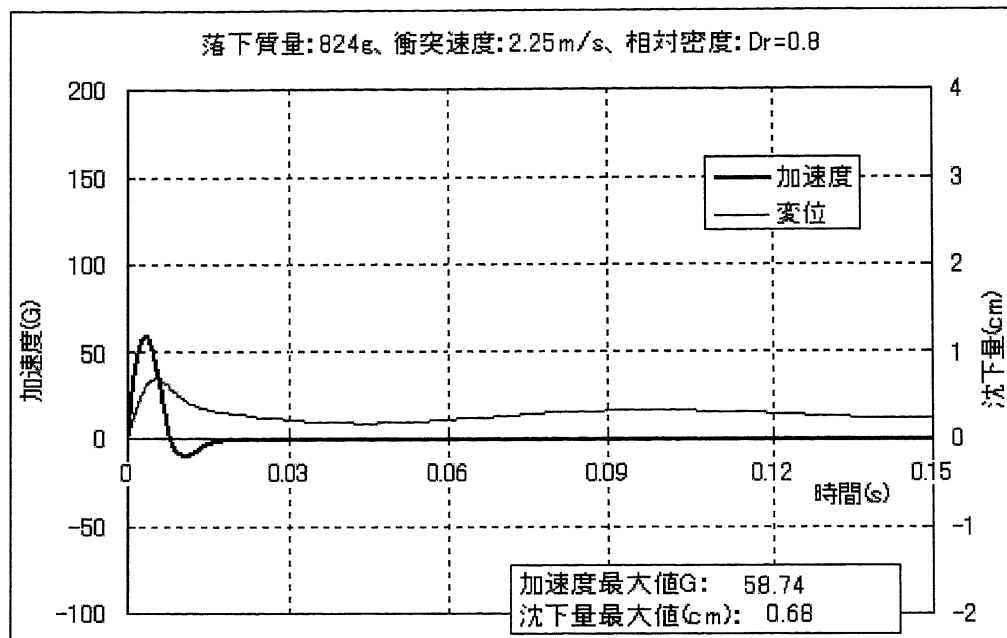


図 3.10 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量: 824g, 衝突速度: 2.25m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

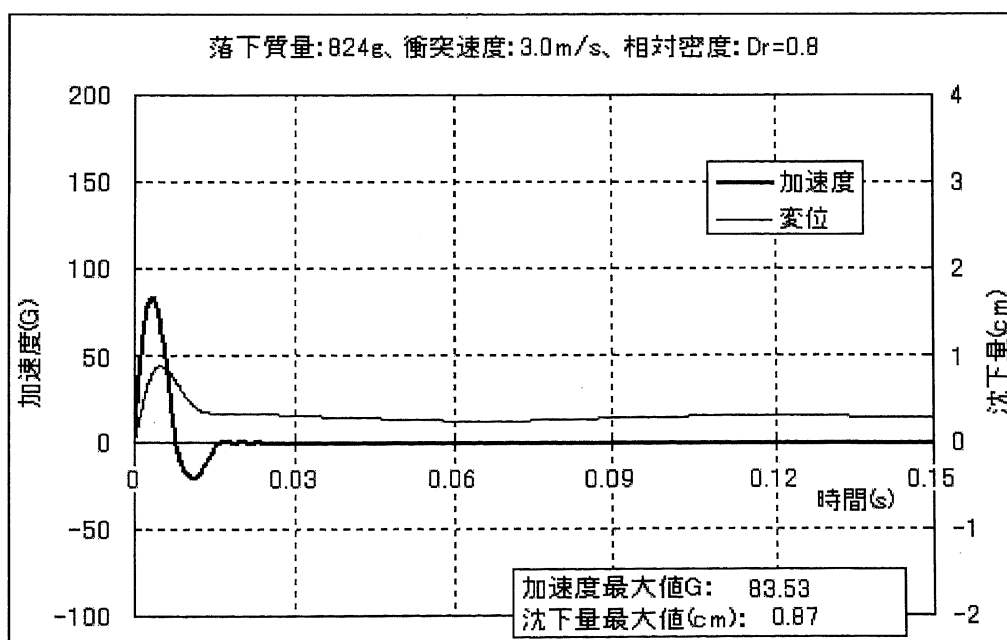


図 3.11 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量: 824g, 衝突速度: 3.0m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

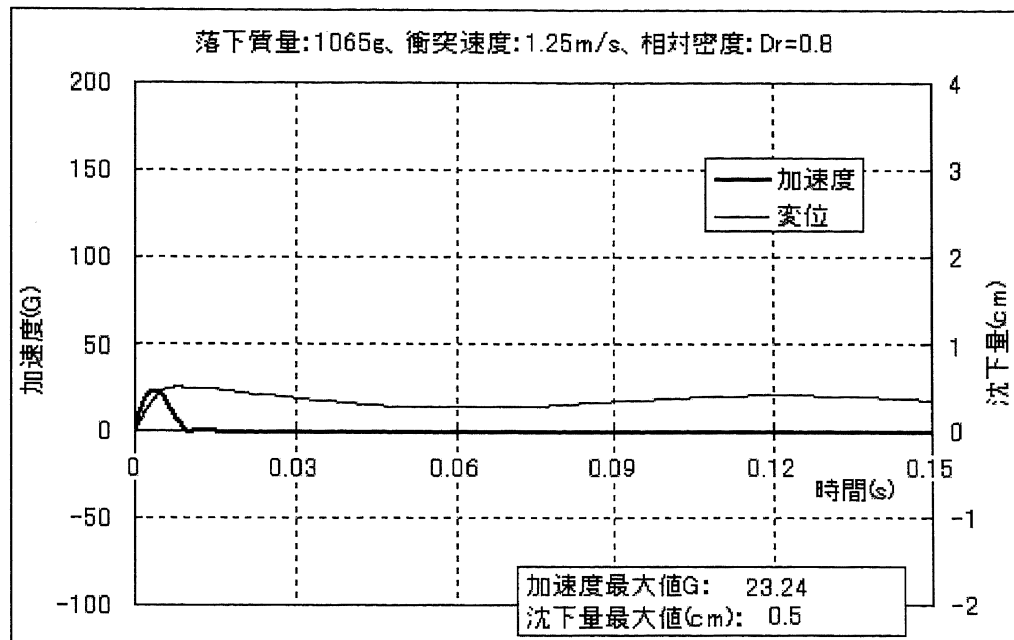


図 3.12 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:1065g, 衝突速度: 1.25m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

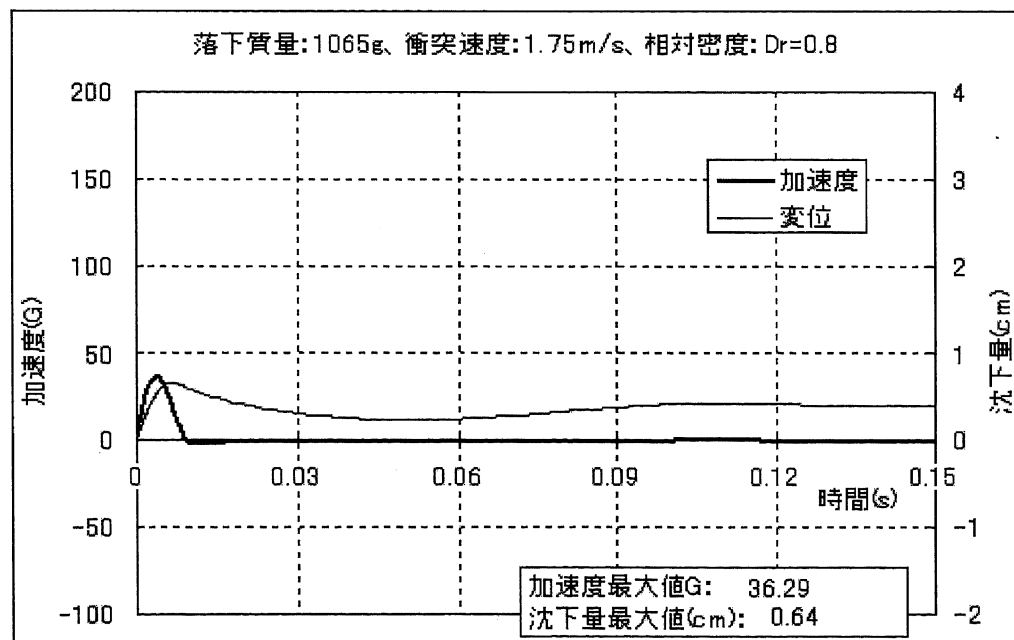


図 3.13 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:1065g, 衝突速度: 1.75m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

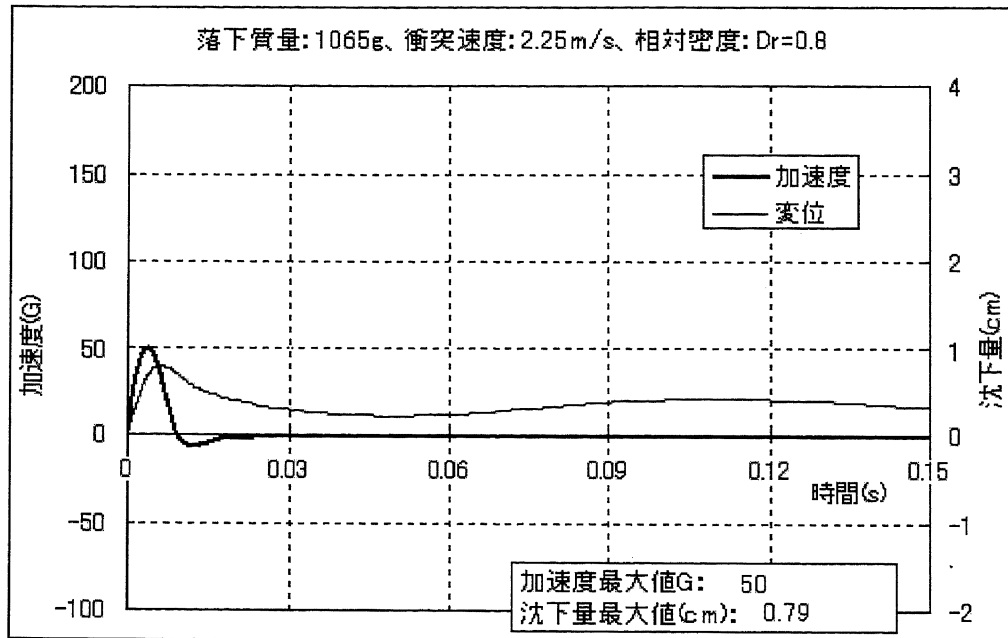


図 3.14 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:1065g, 衝突速度: 2.25m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

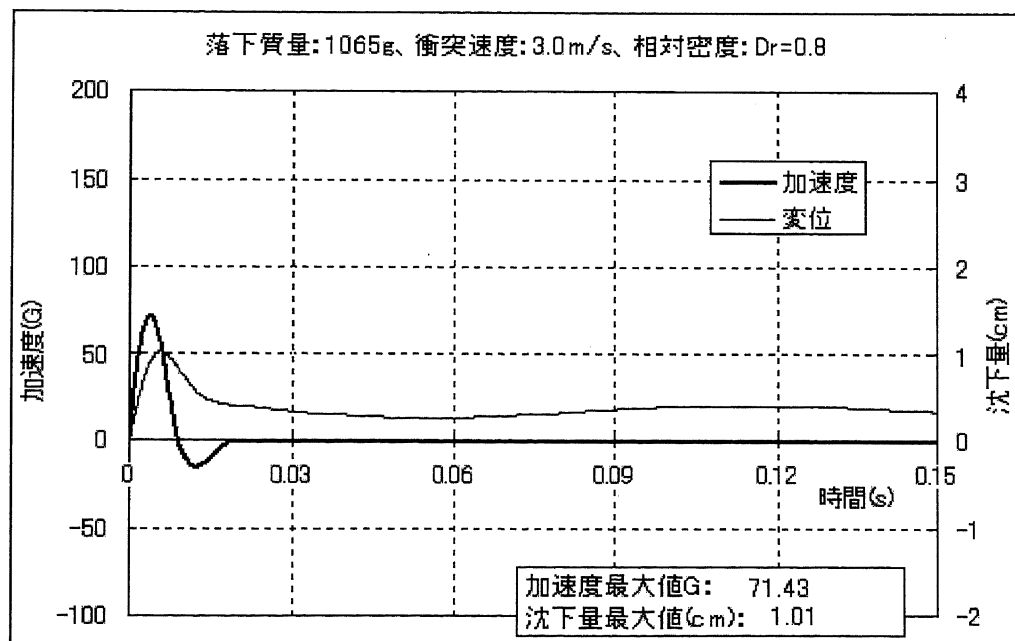


図 3.15 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:1065g, 衝突速度: 3.0m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

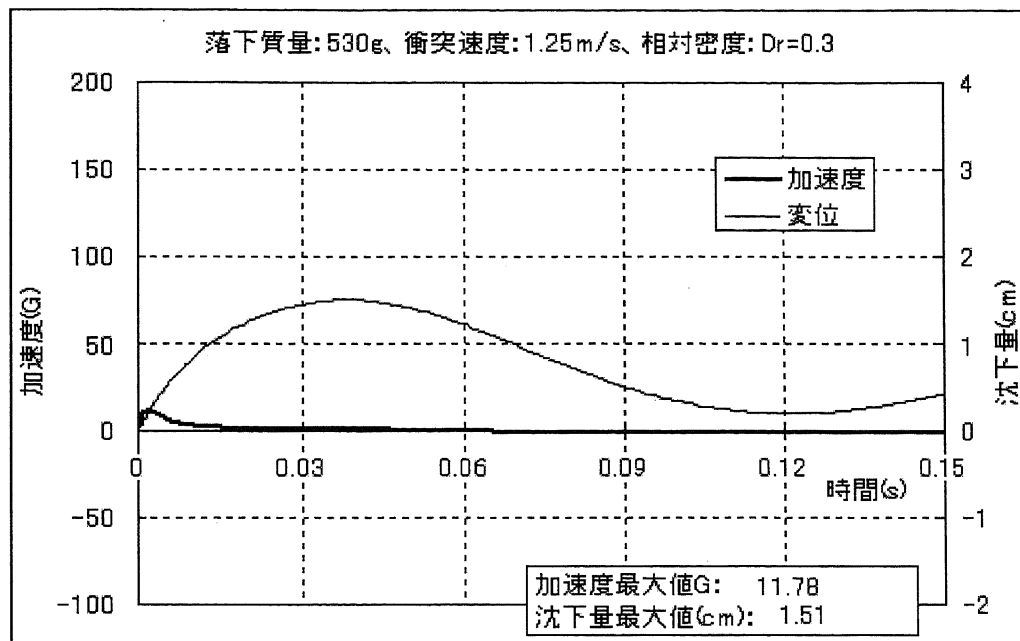


図 3.16 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量: 530g, 衝突速度: 1.25m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

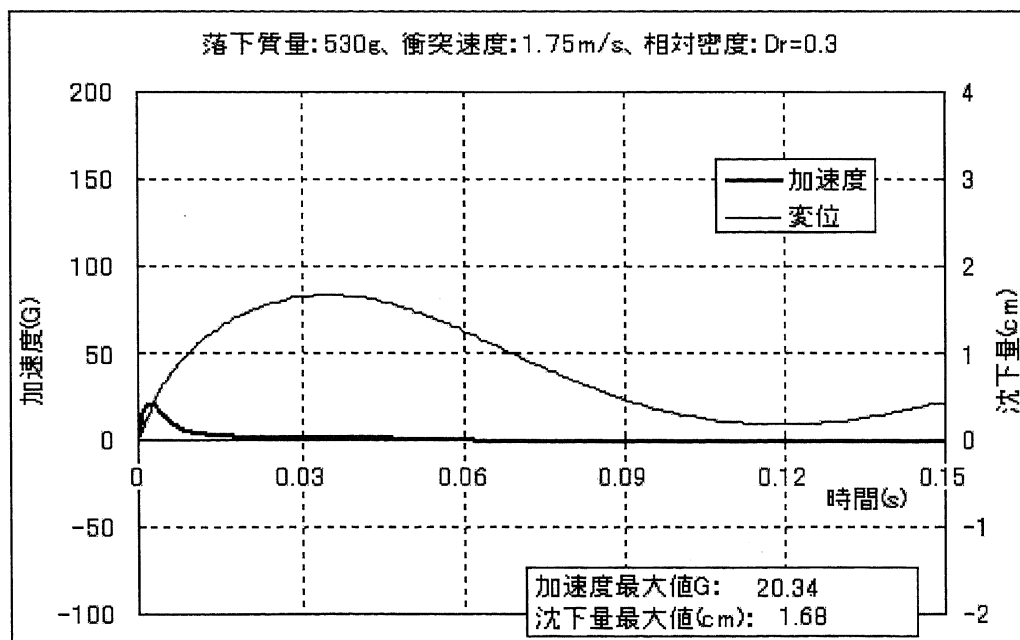


図 3.17 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量: 530g, 衝突速度: 1.75m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

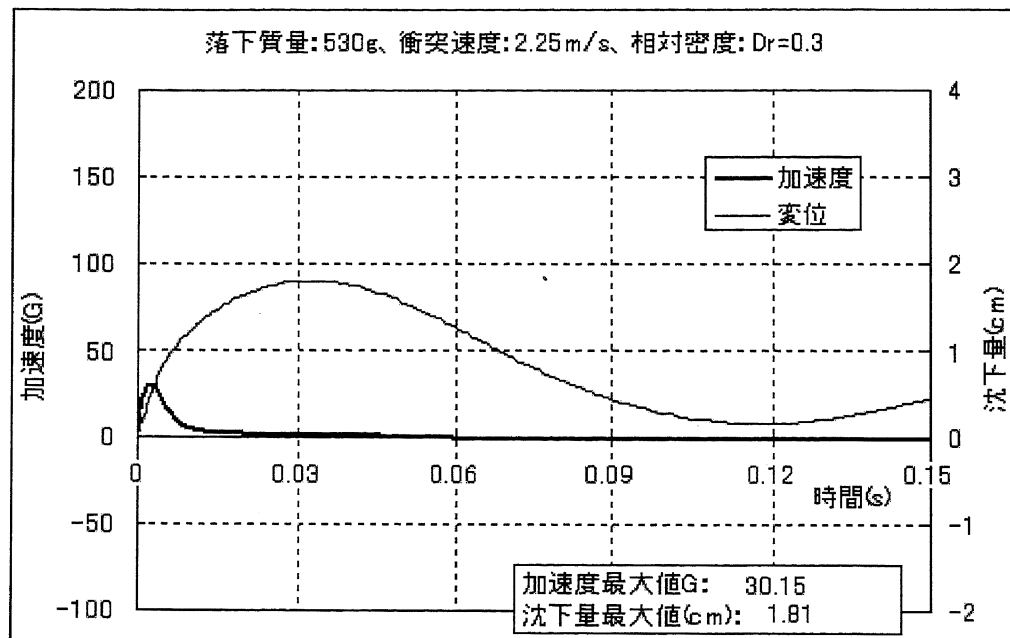


図 3.18 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:530g, 衝突速度: 2.25m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

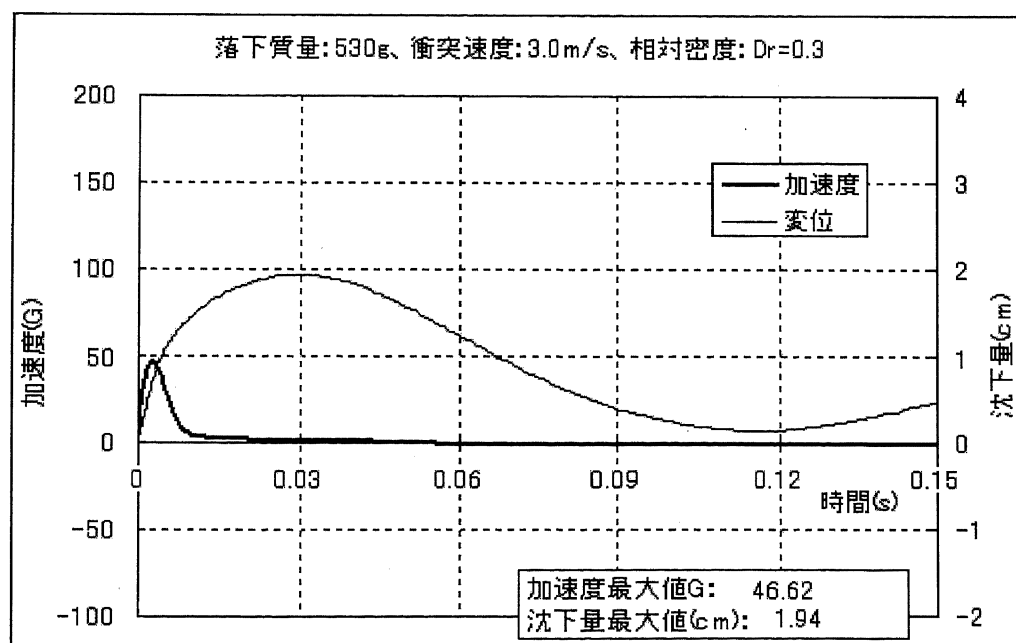


図 3.19 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:530g, 衝突速度: 3.0m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

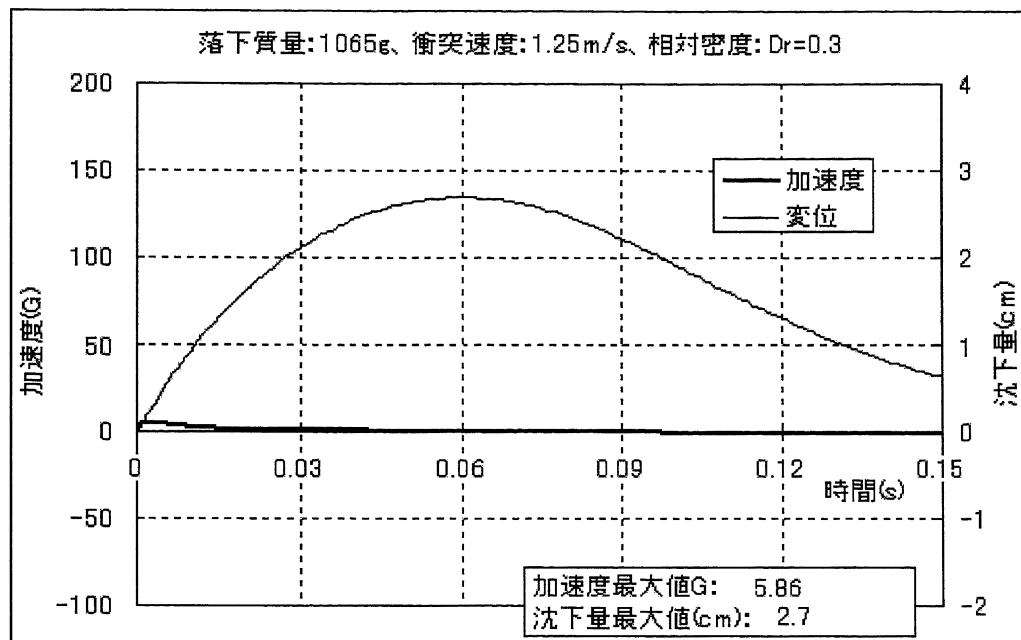


図 3.20 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:824g, 衝突速度: 1.25m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

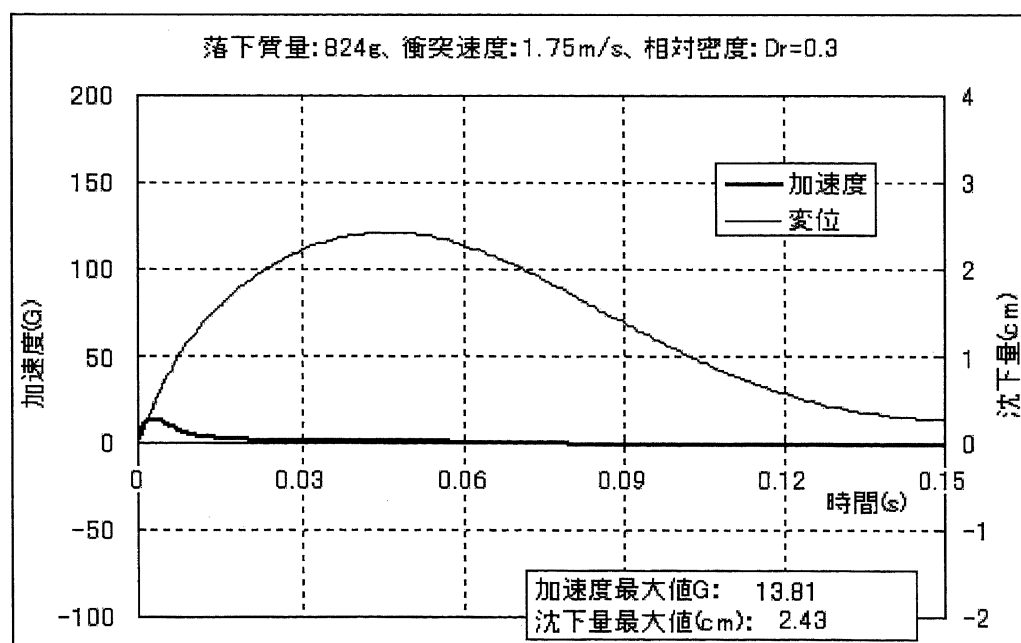


図 3.21 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:824g, 衝突速度: 1.75m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

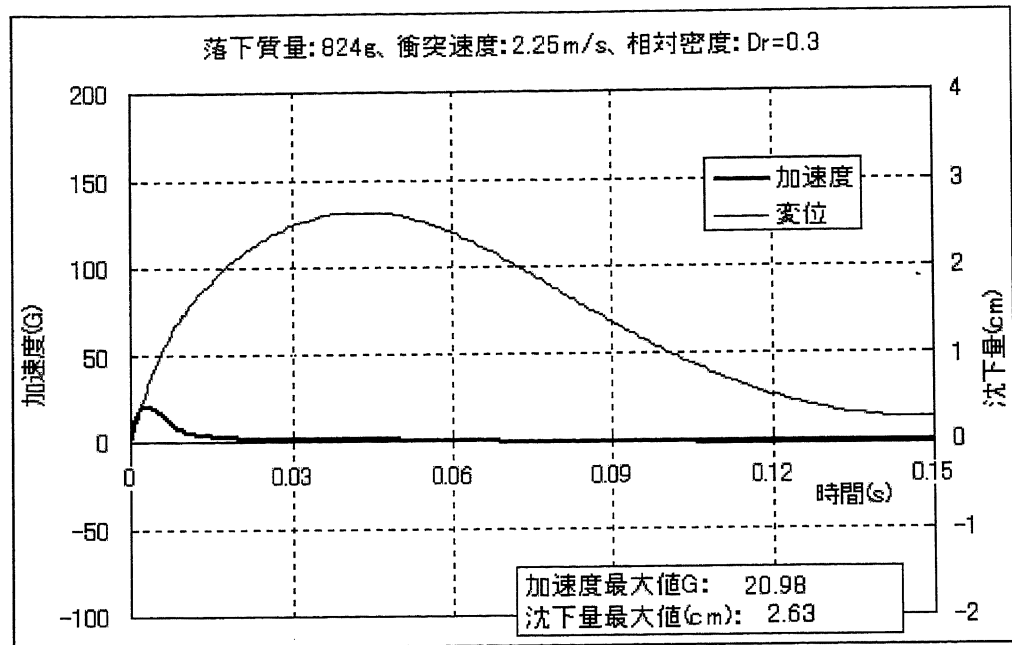


図 3.22 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量: 824g, 衝突速度: 2.25m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

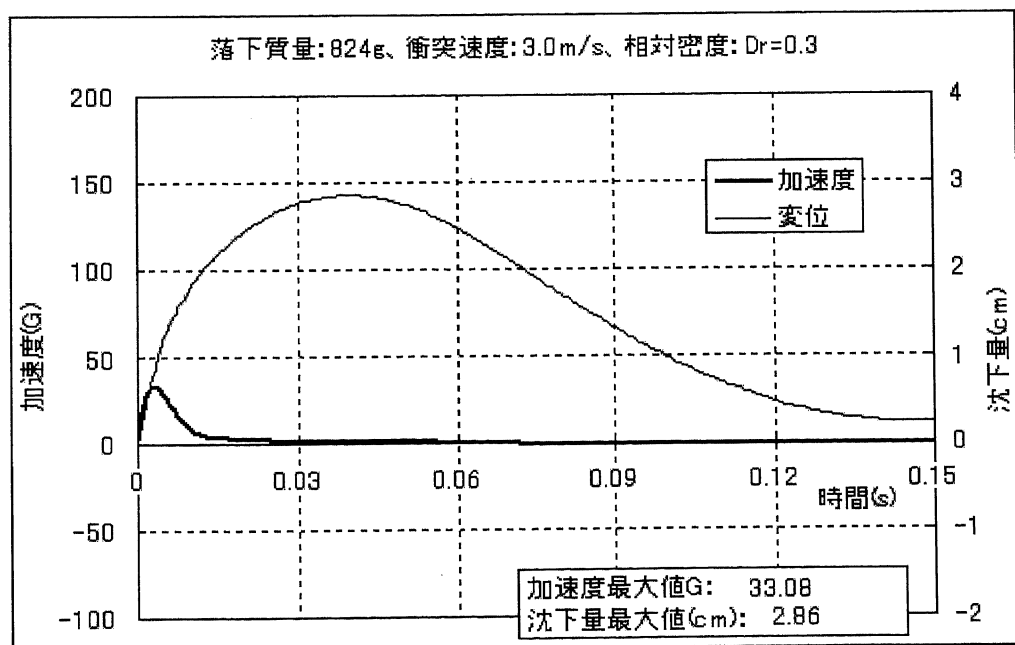


図 3.23 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量: 824g, 衝突速度: 3.0m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

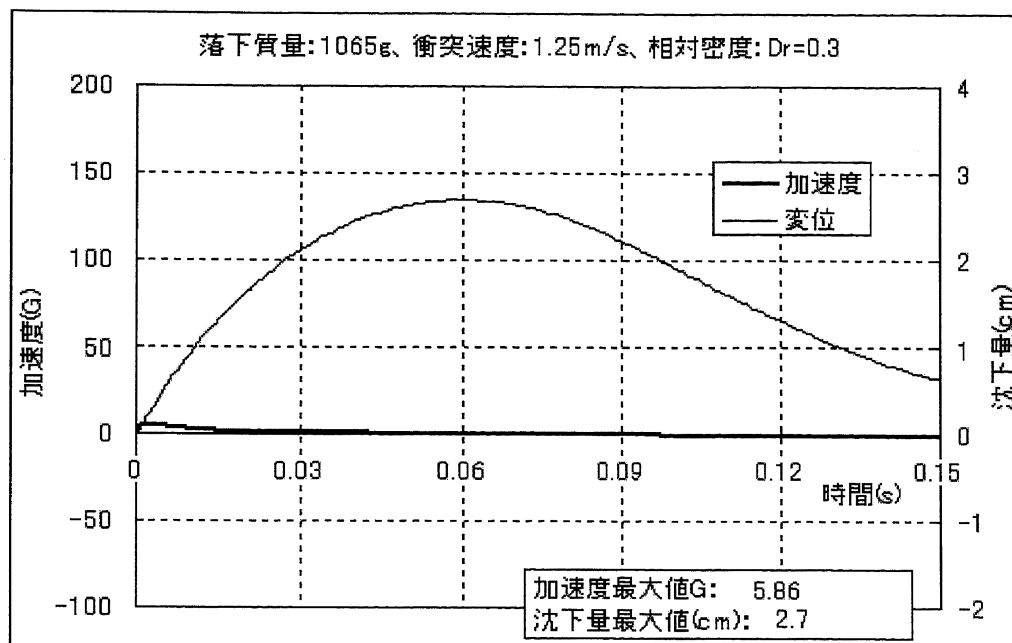


図 3.24 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:1065g, 衝突速度: 1.25m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

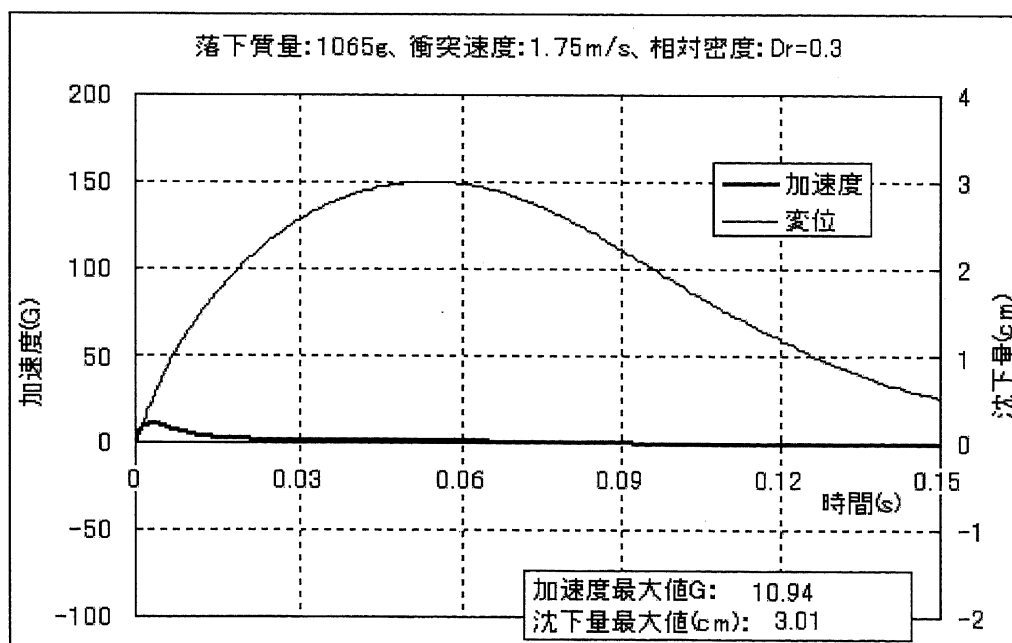


図 3.25 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:1065g, 衝突速度: 1.75m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

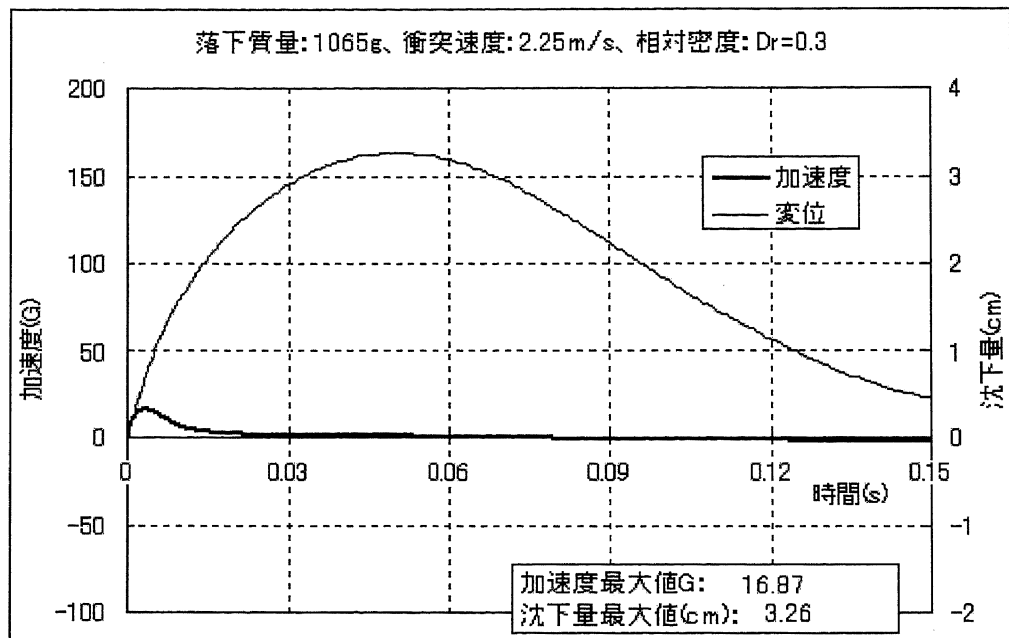


図 3.26 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:1065g, 衝突速度: 2.25m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

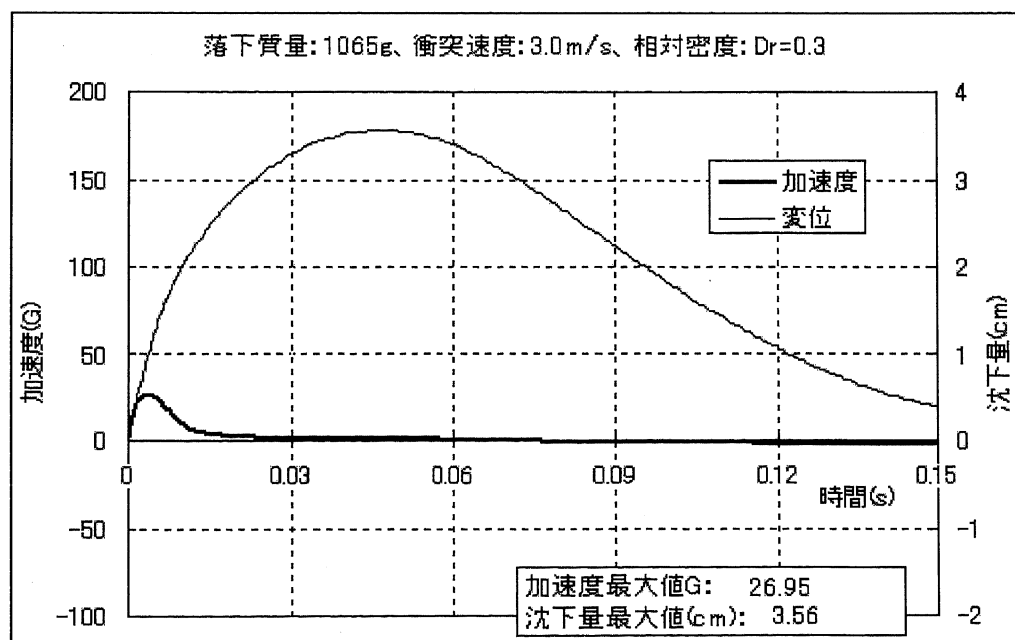


図 3.27 アポロ地盤モデルによる数値計算値 (落下質量:1065g, 衝突速度: 3.0m/s, 相対密度: $D_r=0.3$)

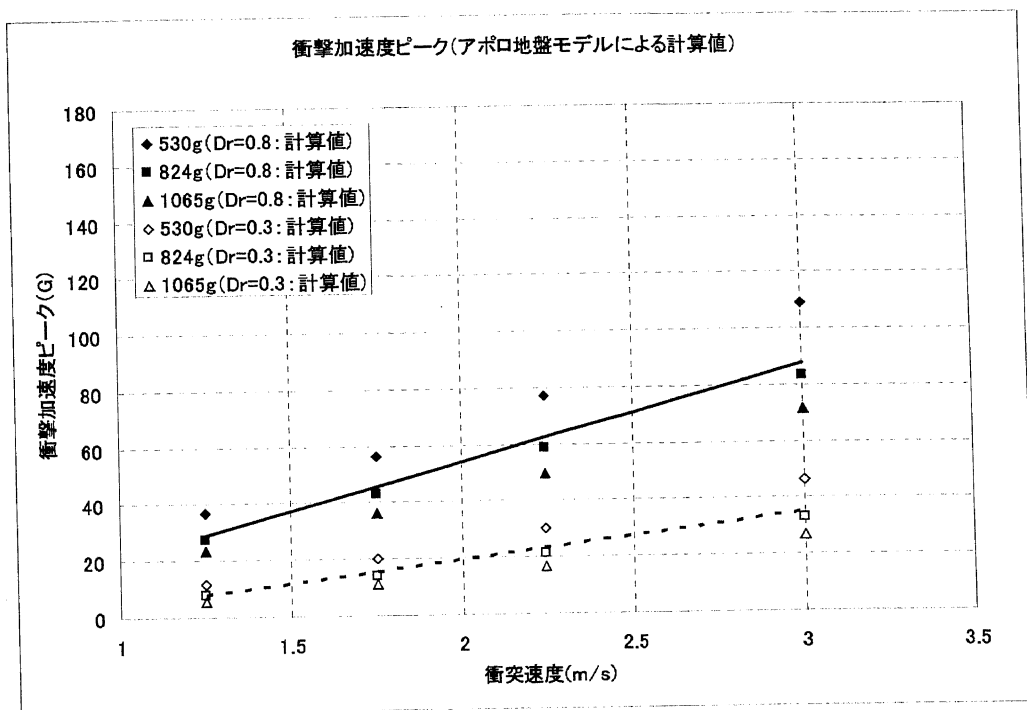


図 3.28 衝撃加速度ピーク (アポロ地盤モデルによる計算値)

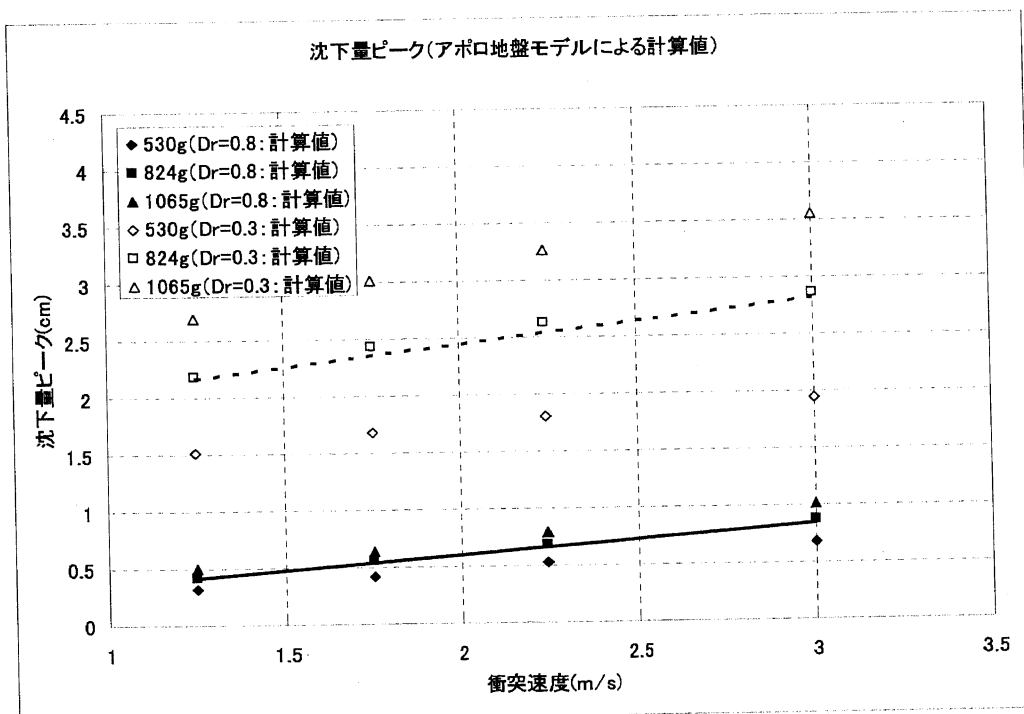


図 3.29 沈下量ピーク (アポロ地盤モデルによる計算値)

3.4 アポロ地盤モデルによる計算値と実験値の比較

3.4.1 衝撃加速度ピーク値の比較

図 2.21～図 2.88 に示した実験結果と比較すると、全体的に見て、実験値と計算値の衝撃力持続時間はほぼ等しく良い一致を見せている。ただ、計算の場合、にはマイナス方向の衝撃加速度ピークが発生する場合がある。この傾向は、落下質量が小さく衝撃速度が大きい場合ほど顕著になる。

図 3.30 および図 3.31 にアポロ地盤モデルによる計算値と実験による衝突速度ピーク値の比較を示す。各図共に実験値の線形近似を実線で、計算値の線形近似を破線で示す。

相対密度 $D_r = 0.8$ の場合は実験値 $D_r = 0.3$ の場合も、計算値は実験値と比べて全体的にやや低めの値を示すがその差はあまり大きくなく、実験値を良く表せていると言える。また計算値の衝撃加速度は、実験値と同じように衝突速度に比例して増加することがわかる。

また、実験値では、実験時に地盤密度を一定にすることが困難だったためはっきりと表れなかった衝撃加速度における落下質量の影響が、計算値には明確に表れている。すなわち、計算値において、衝突速度が同じであれば、落下質量が大きいほど衝撃加速度最大値は小さくなり、落下質量が小さいほど衝撃加速度は大きくなる。これは、落下質量が大きいほど、地盤により深く沈下することにより、衝撃加速度継続時間が長くなるため、衝撃加速度の積分で表される衝突速度が同じ条件であれば、衝撃加速度継続時間に対応して衝撃加速度最大値が小さくなるためである。

また、衝撃加速度ピーク値は、落下質量、衝突速度にほぼ比例した結果が得られた。これは、1.2 節に示した重錘落下締固めに関する既往の研究と同じ傾向を示している。

実験で表れた 2 つ目のピークについては、アポロ地盤モデルは 2 質点系バネマスモデルで表されているため現れなかった。そのためこの 2 つ目のピークの原因を特定するには至らなかった。

3.4.2 沈下量ピーク値の比較

図 3.32 および図 3.33 にアポロ地盤モデルによる計算値と実験による衝突速度ピーク値の比較を示す。相対密度 $D_r = 0.8$ の場合は実験値よりやや低めの値を示し、 $D_r = 0.3$ の場合は実験値よりやや大きい値を示すが、その差は小さく、実験値を良く表せていると言える。また、計算値の沈下量は、実験値と同じように衝突速度に比例して増加することがわかる。また、実験値では表れなかった、落下質量による影響が計算値に表れている。

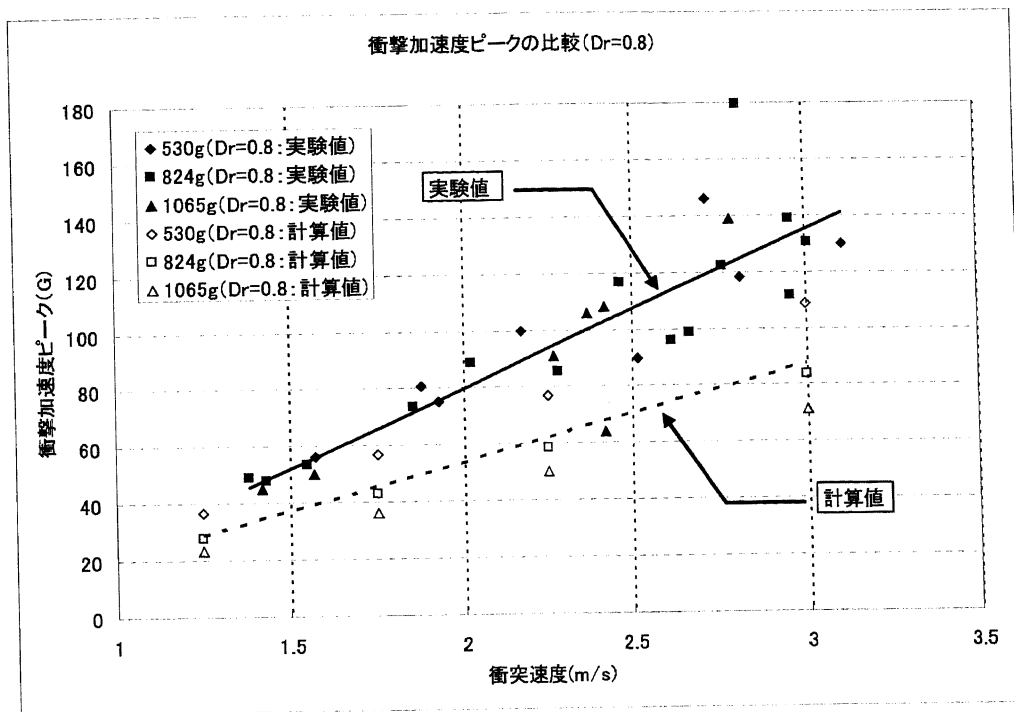


図 3.30 実験およびアポロ地盤モデルによる衝撃加速度ピークの比較 (相対密度 $D_r=0.8$)

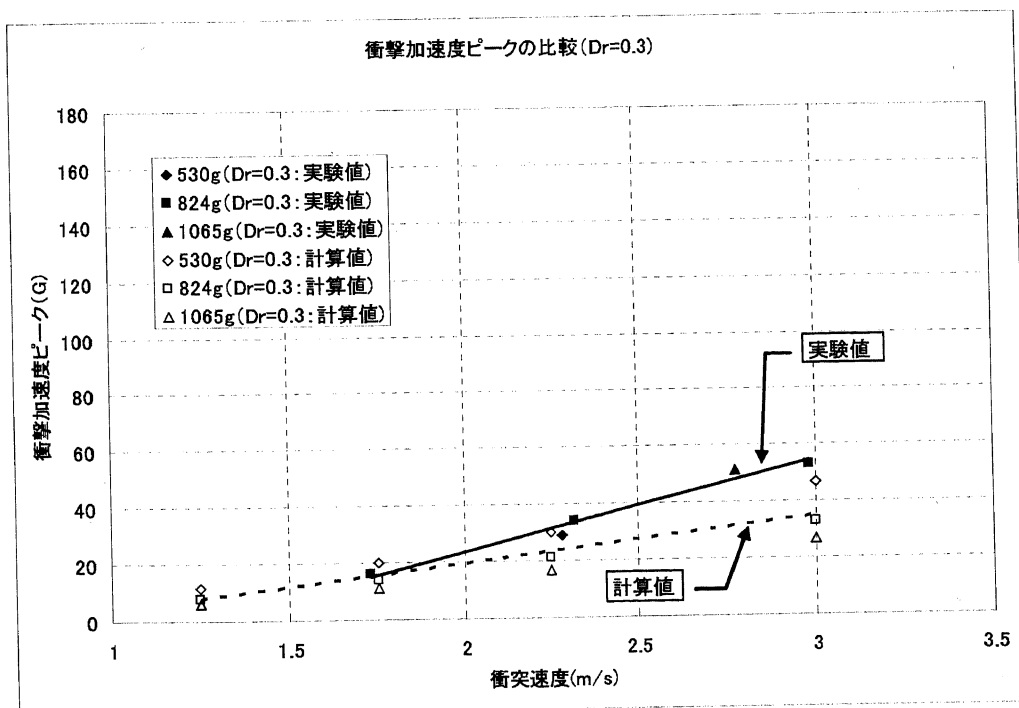


図 3.31 実験およびアポロ地盤モデルによる衝撃加速度ピークの比較 (相対密度 $D_r=0.3$)

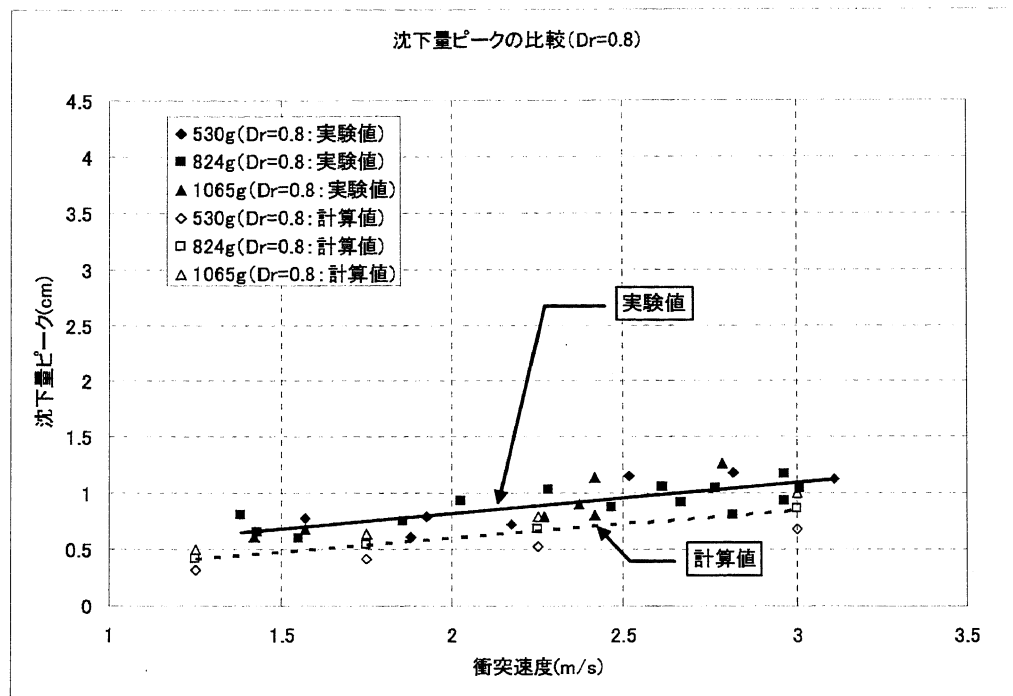


図 3.32 実験およびアポロ地盤モデルによる沈下量ピークの比較 (相対密度 $D_r=0.8$)

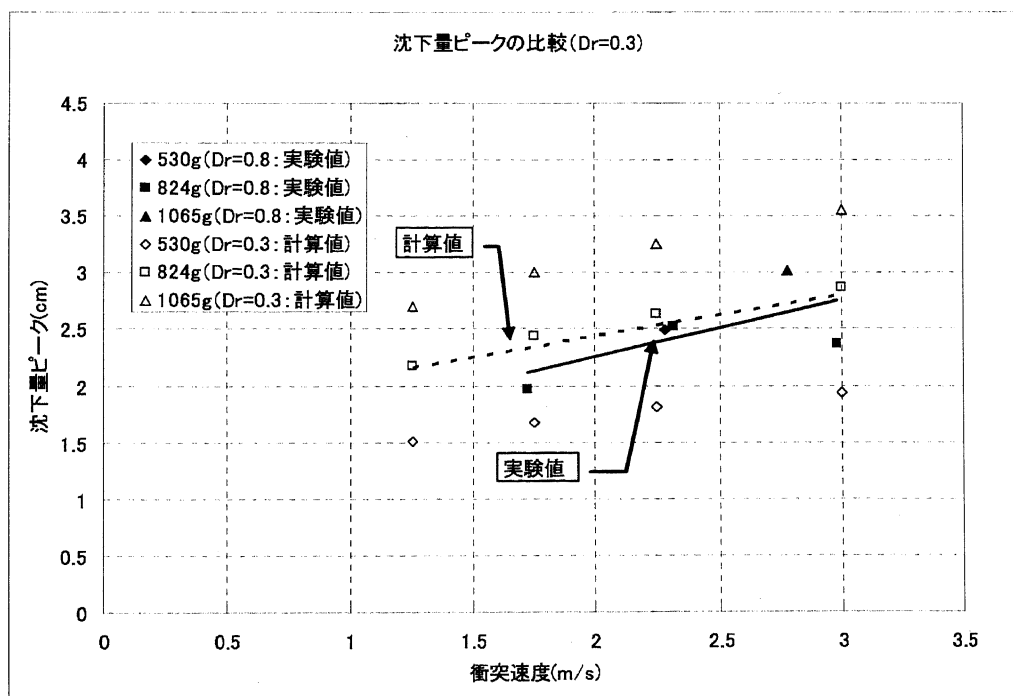


図 3.33 実験およびアポロ地盤モデルによる沈下量ピークの比較 (相対密度 $D_r=0.3$)

3.5 結言

本章では、アポロ地盤モデルの適用について検討した。アポロモデル内の係数を本実験のスケールに従って修正して、本実験を模擬した計算を行った。その結果以下の項目が明らかになった。

- アポロ地盤モデルは、2 質点系バネマスモデルであるため、衝撃加速度および沈下量はともに 1 つのピークを持つ。
- 沈下量ピーク後に地盤の振動が発生する。この振動は衝突速度が大きく、地盤密度が低い場合に顕著に現れる。
- 衝撃加速度および沈下量共に、衝突速度と地盤密度に大きく影響される。
- 衝撃加速度および沈下量共に、落下質量の影響を受ける。

実験結果とアポロ地盤モデルによる計算結果を比較した結果、以下の項目が明らかになった。

- 衝撃加速度持続時間はほぼ実験値と同じ値を得る。
- 落下質量が小さく衝突速度が大きい場合マイナス方向の衝撃加速度が顕著になる。
- 衝撃加速度ピーク値は実験値より低めの値を示すが、その差は小さく良い一致を示していると言える。また衝突加速度ピーク値は、実験と同じく、地盤密度と衝突速度に影響される。
- 相対密度ピーク値は、相対密度 $D_r = 0.8$ の場合は実験値よりやや低め、相対密度 $D_r = 0.3$ の場合は実験値よりやや大きめの値を示すが、実験値との差はいずれも小さく実験値と良い一致を示していると言える。
- 衝撃加速度ピーク、沈下量ピーク値には共に実験値には現れなかった落下質量の影響がはっきりと表れる。

以上のことから、アポロモデルの本実験への適用について以下の項目が結論として導かれる。

- アポロ地盤モデルは衝撃加速度および沈下量共にピーク値までは実験値と良い一致を示す。ピーク値の範囲までの検討には有効な手段であると言える。
- アポロ地盤モデルは、実験で確認された 2 つのピークを持つ衝撃加速度の時刻歴形状を表すことはできないが、実験でははっきり表れなかった衝突質量の影響を評価することが可能である。

第 4 章

数値解析法による衝撃力算定

4.1 序言

砂は様々な粒径、外形、表面性状を持った多数の粒子からなる混合体で、連続体的挙動から非連続体挙動をシームレスに示すため、数値解析によって変形や抵抗をもとめるのは困難である。そのため、テラメカニックス分野では、実験に基づき現象をモデル化し半経験式を導くことで、諸問題に対応しているという事実を第1章で述べた。そして第2章では、このようなテラメカニックス的な実験手法を参考に、SELENE-Bの月面着陸を想定し、真空槽、レゴリスシミュラント、1/6 G 相似則を用い月環境を模擬した実験について述べた。第2章で得られた実験値に対して1/6 G 相似則を用いれば月面上砂地盤への着陸時の衝撃加速度が算定可能である。

第3章では、アポロ計画の際に用いられたアポロ地盤モデルが本実験にも適用可能かどうか検討した。その結果、衝撃加速度および沈下量ピークまでは実験値と良い一致を示すことがわかった。したがってこの範囲に限れば、第2章で述べたような実験を行わずとも、月面上砂地盤への着陸時の衝撃加速度算定が可能であることが確認された。

しかし、アポロ地盤モデルは完璧ではない。アポロ地盤モデルがカバーしている範囲外のパラメータを持つ場合の着陸衝撃力を算定したい場合は再び実験を行わなければならない。またアポロ地盤モデルは衝撃加速度および沈下量ピークまでは実験結果を良く表せられるが、ピーク後は、例えばマイナス方向の衝撃加速度ピークや地盤の振動が発生し、実験結果と異なる部分が多くなる。また、実験で見られた2つのピークを持つ衝撃加速度時刻歴形状を、アポロ地盤モデルでは表すことができず、2章で得られた実験状況を模擬できない部分がある。

したがって、アポロ地盤モデル以外の何らかの数値解析法によって砂の変形と抵抗を求められることが望ましい。また、そのような方法があれば、着陸衝撃時の衝撃加速度算定だけでなく、着陸機の安定解析やサンプル採取法の検討、さらに月探査だけでなく他の惑星探査技術にも利用できる。

1章で述べたように、砂の材料特性から、FEM や DEM では砂の数値解析は困難だが、その方向性は比較的明らかである。

まず、砂の非連続体的挙動を表すためには、FEM などの連続体的解析法ではなく、DEM のような非連続体的解析法である必要がある。しかしこの方法は、砂を構成している全粒子に関する時々刻々の挙動を逐一計算するので計算機の負担が大きく、取り扱うことのできる粒子数が解析対象の砂と比べると非常に少ない。おそらく計算機の発達が著しい現在、あるいは近い将来においても多数の粒子が関与する実際の実験装置内での現象を、個々の粒子を模擬して直接シミュレーションできる可能性は小さい。また、粒子個々の微視的な材料定数に基づいてモデル化するため、砂の特徴を表すために一般的に使われている内部摩擦角や粘着力などの巨視的なパラメータとの理論的整合性をとることが難

しい。

したがって実用的なシミュレーションを行うためには、DEM などの非連続体の短所である粒子数の制限を受けず、かつ巨視的な材料パラメータを導入できる解析法が望ましい。つまり、非連続体の仮定に基づくが、全体としての挙動は連続体力学によって解析できる方法が適していることになる。そのような解析法のひとつに SPH 法がある。

4.2 SPH 法 の 概 念

SPH 法は、1977 年に Lucy [36] および Monaghan ら [37] によって、有限要素法の様なメッシュに依存しないラグランジュ理論に基づいた圧縮性流体の解析法として開発され、銀河系の形成や惑星同士の衝突などの天体物理の問題に用いられてきた。SPH 法はその名が示すように、圧縮性流体の粒子表現による水動力学理論を出発点としたが、1990 年代になると非圧縮性流体解析や固体同士の衝突問題などに適用範囲がひろがり、Monaghan によるダムの崩壊解析 [38]、Libersky らによる固体の衝突問題の 2 次元解析 [39] および 3 次元解析 [40] などが行われている。また近年では、メッシュ依存性が無い SPH 法の利点を生かし、複雑な形状を持つ構造物を対象とした構造解析に利用する試み [41] [42] も行われている。宇宙に関連する問題としては、デブリ衝突解析 [43] [44] などや、また、小惑星探査機はやぶさのサンプルリターン機構の解析においても、SPH 法を用いた解析が行われており [45]、SPH 法は、ますます適用範囲が広がりつつある方法であるといえよう。

砂のような粉粒体に近い分野としては粉体の流れ問題 [46] [47] や、フレッシュコンクリートの流動問題 [48]、土構造物の浸透破壊解析 [49] [50]、などの解析が行われている。しかし、砂地盤への衝突問題にはまだ適応例がなく本研究が世界初の試みである。

SPH 法では物体を粒子に分割し、ある粒子 i はカーネルの広がりを表す h の倍数 kh を半径とするサポート領域 ω 内に存在する粒子 j のみから影響を受けると仮定する。概念図を図 4.1 に示す。粒子 j からの影響は、カーネル関数と言われる関数 W により重みをかけられて積分され、粒子 i の物理量が決定される。したがってそれぞれの粒子がカーネル関数 W の分布を持ちお互いに重なりあう状態になり、粒状体の仮定を持ちながら連続体に基づく支配方程式を用いることができる。したがって、SPH 法では非連続体的挙動から連続体的挙動までシームレスに表すことが可能になる。

SPH 法では、上記の過程をカーネル補間と粒子補間という 2 つの補間法により実現する。2 つの補間を併せて SPH 補間という。

4.2.1 カーネル補間

まず関数に対し、 δ を Dirac のデルタ関数とすれば、一般的に以下の式が成り立つ。

$$f(x) = \int_{\Omega} f(x') \delta(x - x') dx' \quad (4.1)$$

ここで $f(x)$ は 3 次元の関数を表し、 Ω は注目する物体 x を含む空間領域を表す。式 4.1 は、 Ω 内に分布する物理量の関数 $f(x)$ が x を含む領域 Ω に関する積分で表されることを示している。Dirac の δ 関数の性質から、式 4.1 は Ω の範囲で関数 $f(x)$ が連続なら厳密な意味で成り立つことになる。

しかし、 δ 関数は不連続関数のため数値計算に適さないので、以下のような条件を満たす δ 関数と共通の性質を持つカーネル関数 $W(x - x', h)$ を導入する。

- 規格化条件または単一性条件 (normalization condition or unity condition)

$$\int_{\Omega} W(x - x', h) dx' = 1 \quad (4.2)$$

- δ 関数との相似条件 (Delta function property)

$$\lim_{h \rightarrow 0} W(x - x', h) = \delta(x - x') \quad (4.3)$$

- コンパクト条件 (compact conditoin)

$$W(x - x', h) = 0, \text{ when, } |x - x'| > kh \quad (4.4)$$

ここで k はカーネル関数 W によって決まる点 x におけるカーネル関数のサポート領域を表す定数。上記のコンパクト条件によって対象領域の積分は、カーネル関数のサポート領域に局所化されることになる。またカーネル関数 W は一般的には偶関数が用いられる。

式 4.1 において、式中の δ 関数をカーネル関数 W によって置き換えると以下式を得る。

$$\langle f(x) \rangle = \int_{\Omega} f(x') W(x - x', h) dx' \quad (4.5)$$

カーネル関数 W は Dirac の δ 関数では無いので、式 4.5 は厳密な意味では成り立たない。したがって SPH 法では、式 4.5 は「補間」を表すと表現し、この補間をカーネル補間と呼ぶ。そしてカーネル補間された関数を習慣的に $\langle \rangle$ を付けて表す。

カーネル補間は h^2 の精度を持つことを以下に示す。

まず式 4.5 を x について Taylor 級数展開を行う。

$$\begin{aligned}
\langle f(x) \rangle &= \int_{\Omega} [f(x) + f'(x)(x - x') + r((x - x')^2)] W(x - x', h) dx' \\
&= f(x) \int_{\Omega} W(x - x', h) dx' + f'(x) \int_{\Omega} (x' - x) W(x - x', h) dx' + r(h^2) \quad (4.6)
\end{aligned}$$

ここで $r(h^2)$ は剰余を表す。 W は偶関数なので $(x - x')W(x - x', h)$ は奇関数になり、以下の式が成り立つ。

$$\int_{\Omega} (x' - x) W(x - x', h) dx' = 0 \quad (4.7)$$

すると結局、式 4.2、式 4.7、式 4.6 から以下の式が成り立つ。

$$\langle f(x) \rangle = f(x) + r(h^2) \quad (4.8)$$

式 4.8 からカーネル補間は 2 次のオーダの精度を持つことが示される。

場の関数 $f(x)$ の空間微分、 $\nabla \cdot f(x)$ のカーネル補間について以下に示す。

まず式 4.5 において、 $f(x)$ を $\nabla \cdot f(x)$ に置き換える。

$$\langle \nabla \cdot f(x) \rangle = \int_{\Omega} [\nabla \cdot f(x')] W(x - x', h) dx' \quad (4.9)$$

ここで関数の積の微分を考えれば以下の式が成り立つ。

$$[\nabla \cdot f(x)] W(x - x', h) = \nabla \cdot [f(x') W(x - x', h)] - f(x') \cdot \nabla W(x - x', h) \quad (4.10)$$

式 4.10 を式 4.9 に代入して以下の式を得る。

$$\langle \nabla \cdot f(x) \rangle = \int_{\Omega} \nabla \cdot [f(x') W(x - x', h)] dx' - \int_{\Omega} f(x') \cdot \nabla W(x - x', h) dx' \quad (4.11)$$

式 4.11 右辺第一項にガウスの発散定理を用いると、以下の式を得る。

$$\langle \nabla \cdot f(x) \rangle = \int_S f(x') W(x - x', h) \cdot \vec{n} dx' - \int_{\Omega} f(x') \cdot \nabla W(x - x', h) dx' \quad (4.12)$$

ここで S は積分領域 Ω の表面を表し、 \vec{n} は S に関する単位法線ベクトルを表す。カーネル関数 W はコンパクト条件を満たすので、領域全てが解析対象に入っていれば、右辺第一項の積分はゼロになる。したがって、以下の式が成り立つ。

$$\langle \nabla \cdot f(\mathbf{x}) \rangle = - \int_{\Omega} f(\mathbf{x}') \cdot \nabla W(\mathbf{x} - \mathbf{x}', h) d\mathbf{x}' \quad (4.13)$$

式 4.13 により、場の関数の微分がカーネル関数の微分によって表されることがわかる。言い替えれば、式 4.13 から、場の関数自身の微分を行わずとも、カーネル関数の微分から、場の関数の微分が求められることがわかる。

4.2.2 粒子補間

SPH 法では、解析対象となる全体システムを、質量を持ち空間を占める有限個の粒子に離散化して表現する。したがって、式 4.5、式 4.13 に示すようなカーネル補間で表現された連続な関数は、カーネル関数のサポート領域にある全ての粒子 j の総和という形に離散化して表される。この過程を粒子補間という。そのプロセスを以下に示す。

式 4.5 や、式 4.13 において、微小領域 $d\mathbf{x}'$ は、サポート領域にある粒子 j が占める微小体積 δV_j を表すとすれば、粒子 j の質量 m_j について以下の式がなりたつ。

$$m_j = \Delta V_j \rho_j \quad (4.14)$$

ρ_j は粒子 $j(= 1, 2, \dots, N)$ の密度、 N はサポート領域内の粒子 j の番号を表す。

式 4.5 を粒子補間すると、以下のように離散化して表される。

$$\begin{aligned} f(\mathbf{x}) &= \int_{\Omega} f(\mathbf{x}') W(\mathbf{x} - \mathbf{x}', h) d\mathbf{x}' \\ &\cong \sum_{j=1}^N f(\mathbf{x}_j) W(\mathbf{x} - \mathbf{x}_j, h) \Delta V_j \\ &= \sum_{j=1}^N f(\mathbf{x}_j) W(\mathbf{x} - \mathbf{x}_j, h) \frac{1}{\rho_j} (\rho_j \Delta V_j) \\ &= \sum_{j=1}^N f(\mathbf{x}_j) W(\mathbf{x} - \mathbf{x}_j, h) \frac{1}{\rho_j} m_j \\ &= \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} f(\mathbf{x}_j) W(\mathbf{x} - \mathbf{x}_j, h) \end{aligned} \quad (4.15)$$

式 4.15 では、1 回目の式変形で粒子補間が行われている。粒子 i に関するカーネル補間式に対して粒子補間を行った場合、式 4.15 から以下の式を得る。

$$\langle f(\mathbf{x}_j) \rangle = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} f(\mathbf{x}_j) W_{ij} \quad (4.16)$$

ここで、

$$W_{ij} = W(\mathbf{x}_i - \mathbf{x}_j, h) \quad (4.17)$$

を表す。

式 4.16 は、粒子 i に関する関数値は、カーネル関数 W で重み付けされた、粒子 i のサポート領域内にある全ての粒子 j の関数値の総和で与えられることを示している。

同じように、式 4.13 に示す空間微分式のカーネル補間式は、粒子補間によって以下のように離散化される。

$$\langle \nabla \cdot f(\mathbf{x}) \rangle = - \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} f(\mathbf{x}_j) \cdot \nabla W(\mathbf{x} - \mathbf{x}_j, h) \quad (4.18)$$

式 4.18 内で、勾配 $\nabla_j W$ は、粒子 j のカーネル関数の勾配を表す。まとめると、粒子 i の離散化は以下のように表される。

$$\langle \nabla \cdot f(\mathbf{x}_i) \rangle = - \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} f(\mathbf{x}_j) \cdot \nabla_j W_{ij} \quad (4.19)$$

$$\nabla_j W_{ij} = \frac{\mathbf{x}_i - \mathbf{x}_j}{r_{ij}} \frac{\partial W_{ij}}{\partial r_{ij}} \quad (4.20)$$

式 4.19 および 式 4.20 は、粒子 i に関する関数の勾配の値は、粒子 i のサポート領域に存在する粒子 i 以外の全ての粒子 j が持つ値を、カーネル関数の勾配で重み付けした値の総和で表されることを示している。

式 4.20 において、 r_{ij} は粒子 i と j の距離を表す。したがって、常に以下の式が成り立つ。

$$\frac{\partial W_{ij}}{\partial r_{ij}} < 0 \quad (4.21)$$

式 4.19 の右辺のマイナスを 式 4.20 内に取り込めば、以下の式を得る。

$$\nabla_i W_{ij} = \frac{\mathbf{x}_i - \mathbf{x}_j}{r_{ij}} \frac{\partial W_{ij}}{\partial r_{ij}} \quad (4.22)$$

式 4.22 は粒子 i のカーネル関数の勾配を表す。

以上、カーネル補間と粒子補間による関数の SPH 補間と、その導関数の SPH 補間についてまとめると以下ようになる。

$$\langle f(\mathbf{x}_i) \rangle = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} f(\mathbf{x}_j) W_{ij} \quad (4.23)$$

$$\langle \nabla \cdot f(\mathbf{x}) \rangle = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} f(\mathbf{x}_j) \cdot \nabla_i W_{ij} \quad (4.24)$$

$$W_{ij} = W(\mathbf{x}_i - \mathbf{x}_j, h) = W(|\mathbf{x}_i - \mathbf{x}_j|, h) \quad (4.25)$$

$$\nabla_i W_{ij} = \frac{\mathbf{x}_i - \mathbf{x}_j}{r_{ij}} \frac{\partial W_{ij}}{\partial r_{ij}} \quad (4.26)$$

例えば $f(\mathbf{x})$ が密度を表す場合を考えると、粒子 i の密度は、そのサポート領域内の粒子 j の密度によって補間され、以下の式で表せる。

$$\rho_i = \sum_{j=1}^N m_j W_{ij} \quad (4.27)$$

4.2.3 カーネル関数

SPH 法において、カーネル補間の際に用いられるカーネル関数は、4.2.1 項に示す 4 つの条件を満たしていれば基本的にはどのような関数でもよい。本研究では以下に示す 2 次のスプライン関数を用いる。

$$W(R, h) = \alpha_d \times \begin{cases} \frac{2}{3} - R^2 + \frac{1}{2}R^3 & 0 \leq R < 1 \\ \frac{1}{6}(2 - R)^3 & 1 \leq R < 2 \\ 0 & 2 \leq R \end{cases} \quad (4.28)$$

ここで α_d は次元による定数で、1、2、3 次元でそれぞれ $\alpha_d = 1/h$ 、 $15/7\pi h^2$ 、 $3/2\pi h^3$ となる。2 次のスプライン関数を用いる場合、カーネル関数の影響半径 kh を表す際に用いた定数 k は 2 となる。図 4.2 に 2 次のスプライン関数とその微分値を示す。

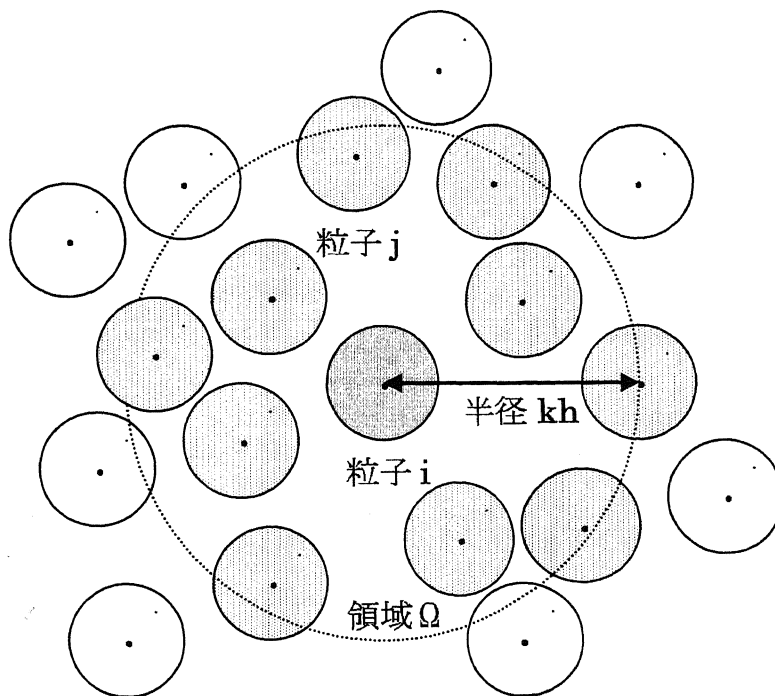


図 4.1 SPH 法概念図

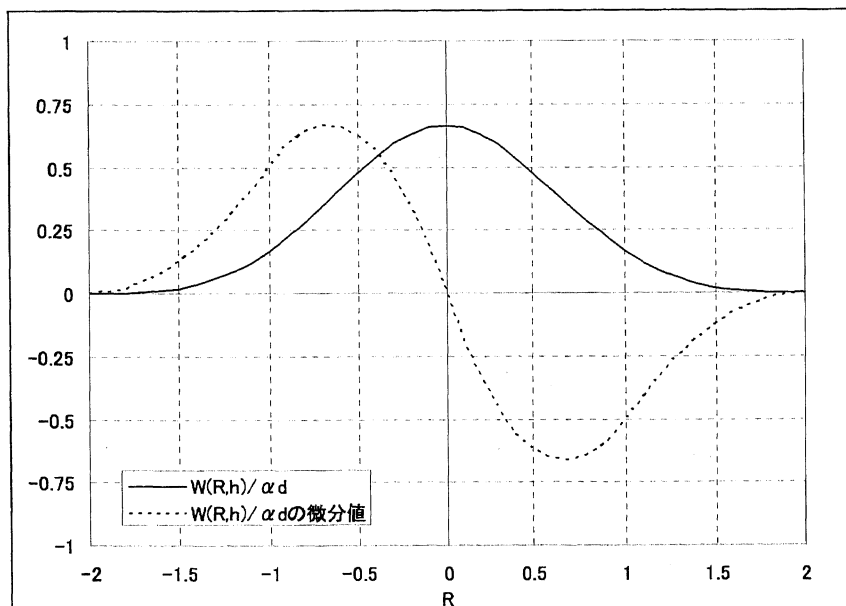


図 4.2 2 次のスプライン関数とその微分値

4.3 液体の SPH 解析

SPH 法では、状態を表す支配方程式の微分を、SPH 補間によりカーネル関数の微分で表し、微小時間で積分して問題を解く陽解法で計算するのが一般的である。本研究では、砂地盤を Bingham 流体として解析を行うが、その前に Navier-Stokes 式で表される流体の SPH 解析法について示す。液体の場合、用いる支配方程式は、連続の式 (質量保存則)、運動方程式 (運動量保存則)、密度と圧力を関係づける状態方程式の 3 つである。以下、この 3 つの支配方程式の SPH 補間について示す。

4.3.1 連続の式の SPH 補間

連続の式 (質量保存則) は以下のように表される。

$$\frac{D\rho}{Dt} = -\rho \frac{\partial v^\beta}{\partial x^\beta} \quad (4.29)$$

ここで ρ は密度、 x は位置、 v は速度、 α, β は方向を表す。

式 4.29 の右辺を、式 4.24 を用いて SPH 補間すると以下の式が得られる。

$$\frac{D\rho_i}{Dt} = -\rho_i \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} v_j^\beta \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} \quad (4.30)$$

ここで以下のような単位 1 の SPH 補間を考える。

$$\langle \nabla 1 \rangle = \int 1 \cdot \nabla W(x - x', h) dx' = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} = 0 \quad (4.31)$$

式 4.31 から以下の式が成り立つ。

$$\rho_i \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} v_i^\beta \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} = \rho_i v_i^\beta \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} \right) = 0 \quad (4.32)$$

式 4.30 に 式 4.32 を加えても式が成り立つので、以下の式が得られる。

$$\frac{D\rho_j}{Dt} = \rho_j \sum_{i=1}^N \frac{m_i}{\rho_i} v_{ij}^\beta \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} \quad (4.33)$$

ここで v_{ij} は粒子 i と粒子 j の相対速度を表す。

$$v_{ij}^\beta = (v_i^\beta - v_j^\beta) \quad (4.34)$$

式 4.32 は以下のように、 ρv^β の空間微分からも得られる。

$$-\rho \frac{\partial v^\beta}{\partial x^\beta} = -\left(\frac{\partial(\rho v^\beta)}{\partial x^\beta} - v^\beta \cdot \frac{\partial \rho}{\partial x^\beta} \right) \quad (4.35)$$

式 4.35 の右辺第 1、2 項に同じように 式 4.24 を用いて SPH 補間を行うと以下の式を得る。

$$\frac{\partial(\rho v_i^\beta)}{\partial x^\beta} = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} \rho_j v_j^\beta \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} = \sum_{j=1}^N m_j v_j^\beta \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_j^\beta} \quad (4.36)$$

$$v_i^\beta \frac{\partial \rho_i}{\partial t} = v_i^\beta \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} \rho_j \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} = v_i^\beta \sum_{j=1}^n m_j \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_j^\beta} \quad (4.37)$$

式 4.35 に、式 4.36 と 式 4.37 を代入すれば、以下に示す密度の粒子補間が得られる。

$$\frac{D\rho_i}{Dt} = \sum_{j=1}^N m_j v_{ij}^\beta \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} \quad (4.38)$$

本研究では、連続の式の SPH 補間として、この 式 4.38 を用いる。

4.3.2 運動方程式の SPH 補間

運動方程式は以下のように表される。

$$\frac{Dv^\alpha}{Dt} = \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma^{\alpha\beta}}{\partial x^\beta} \quad (4.39)$$

ここで σ は応力テンソルを表す。

運動方程式の補間には 2 つ方法がある。

運動方程式 4.39 に対してそのまま SPH 補間を行うと以下の式を得る。

$$\frac{Dv_i^\alpha}{Dt} = \frac{1}{\rho_i} \sum_{j=1}^N m_j \frac{\sigma_j^{\alpha\beta}}{\rho_j} \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_j^\beta} \quad (4.40)$$

式の対称性を得るため、式 4.32 から得られる以下の式を右辺に加える。

$$\sum_{j=1}^N m_j \frac{\sigma_i^{\alpha\beta}}{\rho_i \rho_j} \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_j^\beta} = \frac{\sigma_i^{\alpha\beta}}{\sigma_j} \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} \right) = 0 \quad (4.41)$$

すると以下の式を得る。

$$\frac{Dv_i^\alpha}{Dt} = \sum_{j=1}^N m_j \frac{\sigma_i^{\alpha\beta} + \sigma_j^{\alpha\beta}}{\rho_i \rho_j} \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_j^\beta} + F_i^\alpha \quad (4.42)$$

運動方程式の補間のもうひとつの方法は、 σ/ρ の勾配項から得られる式を用いる方法である。

まず、 σ/ρ の勾配項は以下の式のように計算される。

$$\frac{\partial}{\partial x^\beta} \left(\frac{1}{\rho} \cdot \sigma^{\alpha\beta} \right) = -\frac{1}{\rho^2} \sigma^{\alpha\beta} \frac{\partial \rho}{\partial x^\beta} + \frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma^{\alpha\beta}}{\partial x^\beta} \quad (4.43)$$

この式から以下の式を得る。

$$\frac{1}{\rho} \frac{\partial \sigma^{\alpha\beta}}{\partial x^\beta} = \frac{\partial}{\partial x^\beta} \left(\frac{1}{\rho} \cdot \sigma^{\alpha\beta} \right) + \frac{\sigma^{\alpha\beta}}{\rho^2} \frac{\partial \rho}{\partial x^\beta} \quad (4.44)$$

右辺の 2 項をそれぞれ SPH 補間する

$$\frac{\partial}{\partial x_i^\beta} \left(\frac{1}{\rho_i} \cdot \sigma_i^{\alpha\beta} \right) = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} \frac{\sigma_j^{\alpha\beta}}{\rho_j} \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j^2} \sigma_j^{\alpha\beta} \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} \quad (4.45)$$

$$\frac{\sigma_i^{\alpha\beta}}{\rho_i^2} \frac{\partial \rho_i}{\partial x_i^\beta} = \frac{\sigma_i^{\alpha\beta}}{\rho_i^2} \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} \rho_j \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} = \frac{\sigma_i^{\alpha\beta}}{\rho_i^2} \sum_{j=1}^N m_j \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} \quad (4.46)$$

式 4.45、式 4.46 を、式 4.44 に代入して、運動方程式の SHP 補間を得る。

$$\frac{Dv^\alpha}{Dt} = \sum_{j=1}^N m_j \left(\frac{\sigma_i^{\alpha\beta}}{\rho_i^2} + \frac{\sigma_j^{\alpha\beta}}{\rho_j^2} \right) \cdot \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_j^\beta} + F_i^\alpha \quad (4.47)$$

本研究では、運動方程式の SPH 補間として、この式 4.47 を用いる。

4.3.3 流体の構成式の SPH 補間

流体の構成式は以下に示す粘性流体の構成式を用いる。

$$\sigma^{\alpha\beta} = -p\delta^{\alpha\beta} + \tau^{\alpha\beta} \quad (4.48)$$

$$\tau^{\alpha\beta} = \mu \varepsilon^{\alpha\beta} \quad (4.49)$$

$$\varepsilon^{\alpha\beta} = \frac{\partial v^\beta}{\partial x^\alpha} + \frac{\partial v^\alpha}{\partial x^\beta} - \frac{2}{3} (\nabla \cdot \mathbf{v}) \delta^{\alpha\beta} \quad (4.50)$$

ここで、 τ はせん断応力、 μ は粘性係数、 ε はひずみ速度を表す。SPH 補間を行った運動方程式、式 4.42 と式 4.47 に、式 4.48、式 4.49、式 4.50 で表される粘性流体の方程式を代入すると以下の式を得る。

$$\frac{Dv_i^\alpha}{Dt} = - \sum_{j=1}^N m_j \frac{p_i + p_j}{\rho_i \rho_j} \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_j^\alpha} + \sum_{j=1}^N m_j \frac{\mu_i \varepsilon_i^{\alpha\beta} + \mu_j \varepsilon_j^{\alpha\beta}}{\rho_i \rho_j} \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} \quad (4.51)$$

$$\frac{Dv_i^\alpha}{Dt} = - \sum_{j=1}^N m_j \left(\frac{p_i}{\rho_i^2} + \frac{p_j}{\rho_j^2} \right) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_j^\alpha} + \sum_{j=1}^N m_j \left(\frac{\mu_i \varepsilon_i^{\alpha\beta}}{\rho_i^2} + \frac{\mu_j \varepsilon_j^{\alpha\beta}}{\rho_j^2} \right) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} \quad (4.52)$$

式 4.51、式 4.52 とともに右辺第 1 項は圧力の粒子補間、第 2 項は、粘性力の粒子補間を表す。本研究では式 4.52 を用いる。

ひずみ速度については、式 4.50 を SPH 補間して以下の式を得る。

$$\varepsilon^{\alpha\beta} = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} v_i^\beta \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\alpha} + \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} v_j^\alpha \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} - \frac{2}{3} \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} v_j \cdot \nabla_i W_{ij} \right) \delta^{\alpha\beta} \quad (4.53)$$

連続の式、運動方程式の SPH 補間の場合と同じように、式 4.32 から以下の式が得られる。

$$\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} v_i^\beta \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\alpha} = v_i^\beta \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_i} \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\alpha} \right) = 0 \quad (4.54)$$

$$\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} v_i^\alpha \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\alpha} = v_i^\alpha \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_i} \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\alpha} \right) = 0 \quad (4.55)$$

$$\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} v_i \cdot \nabla W_{ij} = v_i \cdot \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_i} \nabla_i W_{ij} \right) = 0 \quad (4.56)$$

式 4.53 の右辺から上記の 3 式を引くと以下の式を得る。

$$\varepsilon^{\alpha\beta} = \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} v_{ji}^\beta \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\alpha} + \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} v_{ji}^\alpha \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} - \frac{2}{3} \left(\sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\rho_j} v_{ji} \cdot \nabla_i W_{ij} \right) \delta^{\alpha\beta} \quad (4.57)$$

ここで、

$$v_{ji} = v_j - v_i \quad (4.58)$$

を表す。

4.3.4 流体の状態方程式

SPH 法で問題を解くためには、質量保存の式、運動方程式、それと圧力と密度の関係を表した状態方程式が必要である。解析対象によって異なった状態方程式が用いられるが、本研究では、SPH 法の適用性を確かめるために、まず水柱の崩壊解析を行う。した

がって、ここでは状態方程式として、Monaghan [38] が用いた Cole らによって実験的に求められた水の状態方程式について述べる。

一般的には非圧縮流体と考えられる水も圧力を上げれば圧縮され密度が変化する。そのときの圧力と密度の関係について、Cole らは、実験的に以下の式を求めた。

$$\frac{p+B}{1+B} = \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^n \quad (4.59)$$

式 4.59 において、 ρ_0 は初期密度、 n 、 B は実験から得られる係数で、水の場合、 $n = 7$ 、 $B = 3000$ が提案されている。本研究では Monaghan [38] が用いた方法と同じように、式 4.59 を以下のように変形して用いる。

$$p+B = \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^n (1+B) \quad (4.60)$$

$$p = B \left\{ \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^n - 1 \right\} + \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^n \quad (4.61)$$

実験から $B = 3000$ が求められたように、一般的に B は大きな値が用いられるので、式 4.61 の右辺第 2 項を無視することができる。したがって SPH 法で用いる状態方程式として以下の式を得る。

$$p = B \left\{ \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^n - 1 \right\} \quad (4.62)$$

SPH 法は圧縮性流体の解析法であるため、SHP 法で水のような非圧縮性流体を解析する場合、式 4.62 に示す状態方程式を用い、「若干の圧縮性を認めて解析する」という立場で解析を進める。そのため、実験的に $B = 3000$ と求められた B の値を解析対象を考慮して新たに設定する必要がある。本研究では、Monaghan [38] にしたがって以下のように求める。

まず、音速 c を考える。一般的に、音速 c は以下の式で表される。

$$c = \sqrt{\frac{dp}{d\rho}} \quad (4.63)$$

水の状態方程式 式 4.62 を微分すると以下の式を得る。

$$\frac{dp}{d\rho} = Bn \frac{\rho^{n-1}}{\rho_0^n} = \frac{Bn}{\rho} \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^n \quad (4.64)$$

次に、解析対象の流速を考える。例えば高さ H の水柱の崩壊計算を行うとする。その時の流速の最大値 U は、おおまかに言って、水柱の最大高さにある粒子が高さゼロになった時と考えることができる。したがって最大流速 U と高さ H の間に以下の式が成り立つ。

$$\rho g H = \frac{1}{2} \rho U^2 \quad (4.65)$$

したがって、最大流速 H は以下の式で表される。

$$U = \sqrt{2gH} \quad (4.66)$$

次にマッハ数 M を考える。マッハ数は流速と音速の比なので、以下の式で表される。

$$M = \frac{U}{c} \quad (4.67)$$

圧縮性をみとめて計算を進める SPH 法では $M = 0.1$ であると仮定する。実際のマッハ数はもっと低くてもマッハ数 $M = 0.1$ を仮定することで、 $M = 0.1$ に相当する若干の圧縮性を認めて計算を行う。このようにマッハ数を定めると、音速 c は以下の式で表される。

$$c = \frac{U}{M} = \frac{\sqrt{2gH}}{0.1} = \sqrt{200gH} \quad (4.68)$$

したがって、式 4.63、式 4.64、式 4.68 から以下の式が求められる。

$$\frac{Bn}{\rho} \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^n = c^2 = 200gH \quad (4.69)$$

式 4.69 において、圧縮性は若干しか認めていないので、 $\rho/\rho_0 \approx 1$ と近似できる。したがって式 4.69 から、 B は以下の式で表される。

$$B = \frac{200\rho g H}{n} \quad (4.70)$$

4.3.5 境界の取扱い

SPH 法では、例えば液体の解析の場合、液体が入っている容器や液体内に接地された障害物などとの境界を表すために、境界自体を粒子で表し、その粒子に対して、ある距離まで近付いた来た流体粒子に発揮する反発力を設定することで、境界を表現する。境界の反発力は以下に示す Lennard-Jones 型のポテンシャル式を用いて表す。

$$f(r) = D \left(\left(\frac{r_0}{r} \right)^{p_1} - \left(\frac{r_0}{r} \right)^{p_2} \right) \frac{r}{r^2} \quad (4.71)$$

式 4.71 において、 r は境界と粒子の距離を表す。そして、 $r > r_0$ の時は、 $f = 0$ と設定する。 p_1 、 p_2 の値については、 $p_1 = 4$ と $p_2 = 2$ 、 $p_1 = 12$ 、と $p_2 = 6$ [38]、 $p_1 = 12$ と $p_2 = 4$ [51] などの組合せが提案されており、いずれも同様な結果を得ている。 r_0 は一般的に初期の粒子間距離、 D は問題によって変化する係数で、問題の代表速さの二乗に関

連する。Monaghan [38] による水柱の崩壊についての解析では、 $D = 5gH$ 、 $D = 10gH$ 、 $D = gH$ などで計算されており、いずれも同様な結果を得ている。

4.3.6 流体の解析例

今までの定式化にしたがって、流体の解析のベンチマーク問題として良く取り上げられる水柱の崩壊問題のシミュレーションを行い、本研究で用いたプログラムを検証する。図 4.3 に実験のコンフィギュレーションを示す。幅 $L(L = 0.5m)$ 、高さ $2L$ の水柱を想定し、片側の押えを取り去ると、時間と共に重力によりその方向へ崩れていく。解析対象は水とし、解析に必要なパラメータは以下の様に設定した。

材料定数: 密度 $=1.0 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$ 、粘性 $=1.0 \times 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$ とする。

状態方程式: 式 4.62 に示す状態方程式中の係数 B については、水柱の高さが 0.1 m ので、式 4.62 にしたがって、 $B = 28000$ とした。

境界反発力: Monaghan [38] にしたがって、 $p_1 = 4$ 、 $p_2 = 4$ 、 $D = gH = 0.98$ とした。

また粒子数は $20 \times 40 = 800$ 粒子とした。

Martin および Moyce [52]、越塚ら [53] などによる実験から、崩れていく流体の底面における先端位置の変化は図 4.4 のようにもとめられている。SPH 法による解析結果と共に、図中に越塚ら [54] による MPS(Moving Particle Semi-implicit) 法による計算結果も併せて示す。図 4.4 から SPH 法による解析結果は、実験とほぼ同じ結果を示し、SPH 法による液体の解析が妥当であることがわかる。図 4.5 と図 4.6 には、解析時の水柱の変形状態を示す。

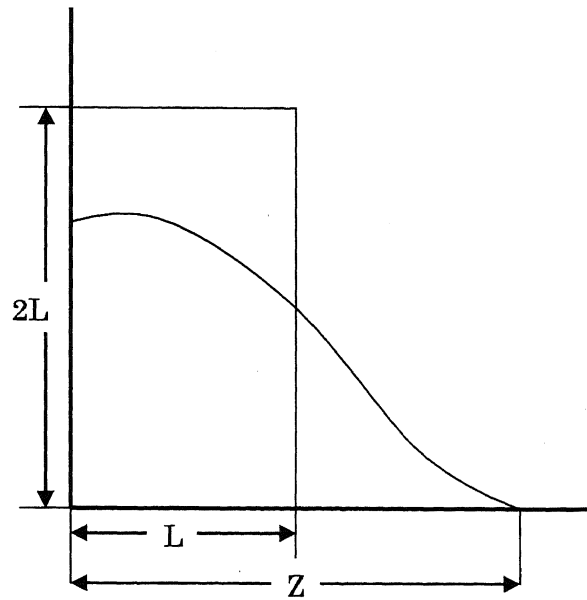


図 4.3 水柱崩壊実験におけるコンフィギュレーション

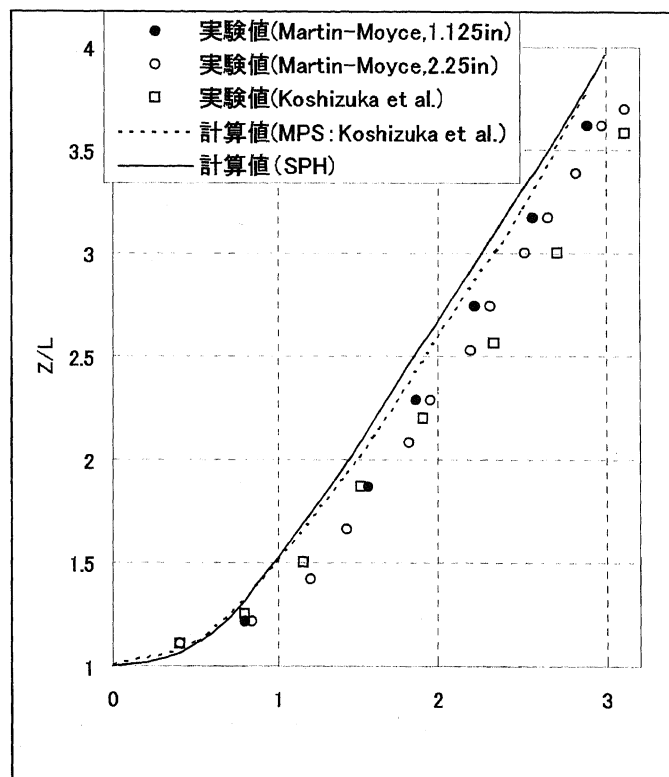


図 4.4 水柱崩壊における先端の位置:実験値と計算値の比較

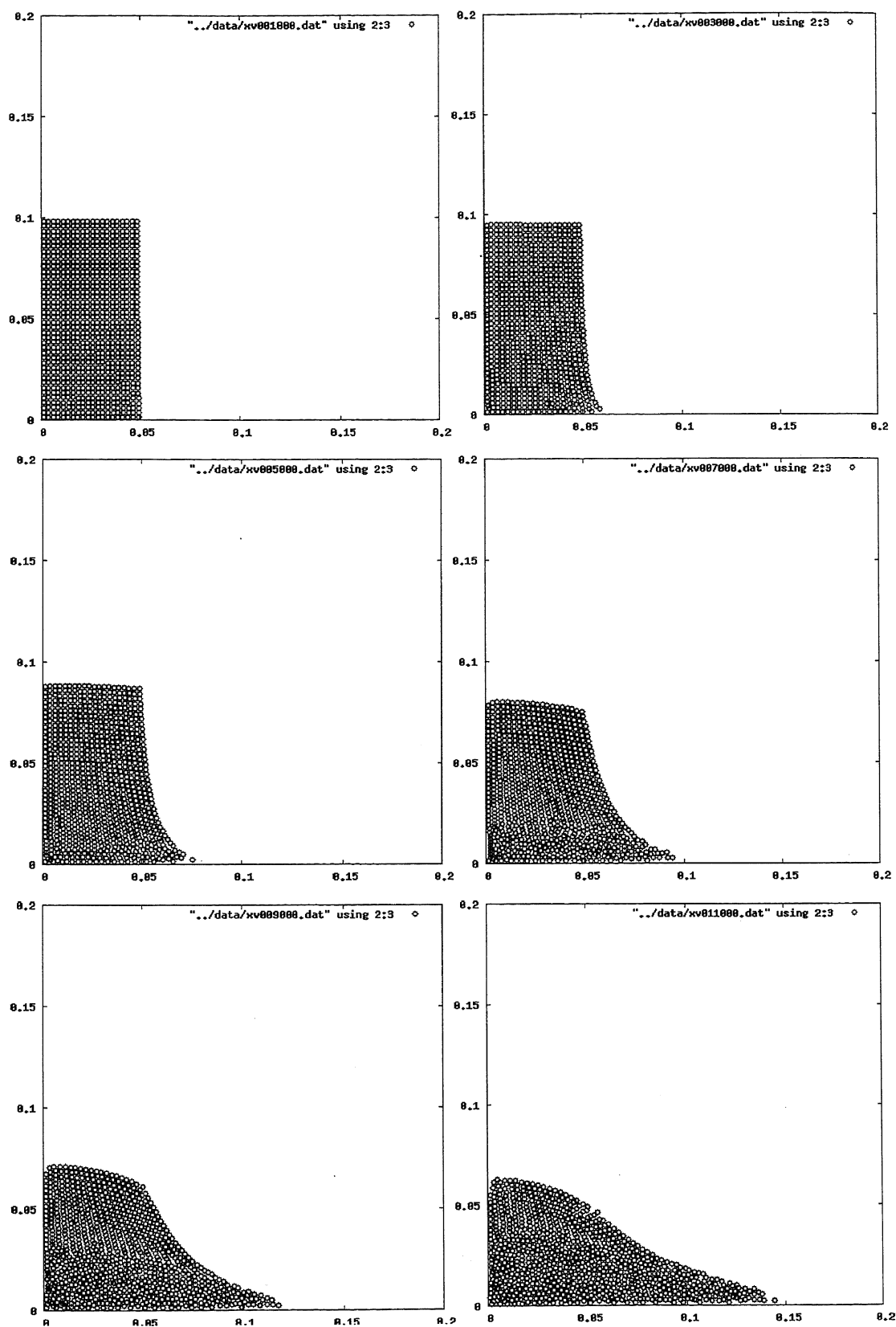


図 4.5 SPH 法による計算結果 (左上から右下へ: $1, 3, 5, 7, 9, 11 \times 10^{-2}$ s 後)

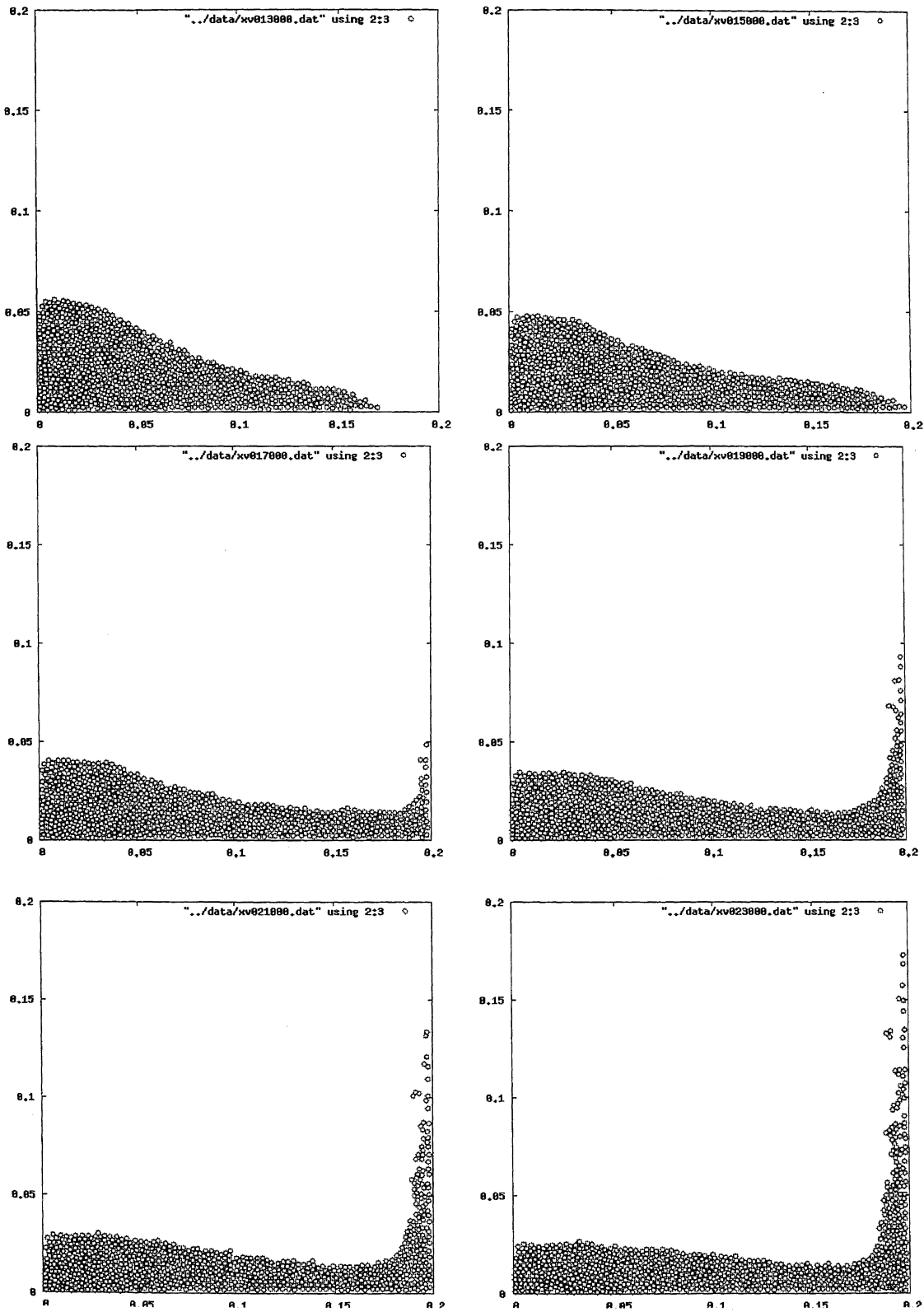


図 4.6 SPH 法による計算結果 (左上から右下へ: 13, 15, 17, 19, 21, 23 $\times 10^{-2}$ s 後)

4.4 垂直落下実験のモデル化

垂直落下実験のモデル化のためには、まずは砂地盤の変形特性について知る必要がある。砂地盤の変形特性については、実生活でも地盤の支持力の算定として非常に重要な要素となっている。例えば、地盤の支持力以上の重量を持つ構造物を建造すると基礎の不均一な沈下が生じ、地盤上部の構造物の破壊に至る場合もある。

地盤の支持力を算定するために地盤上で載荷試験を行うと荷重-沈下曲線は概ね 図 4.7 のようになる [55]。この図で曲線 A は密な砂地盤の場合、曲線 B は緩い砂地盤の場合を示している。密な砂地盤の場合、荷重がある点 (q_{cr}) に達するまではそれほど沈下しないが、荷重がこの点に達すると沈下量が急激に増加し降伏状態を示すようになる。この時の荷重 q_{cr} を地盤の支持力の限度とし、地盤工学では極限支持力と呼んでいる。つまり、密な砂地盤はある極限支持力を持ち、極限支持力を越えると降伏状態を示すような変形特性を持つ材料であることがわかる。

また、このときの地盤の変形は一般的に 図 4.8 のよう示される [56]。地盤上の基礎が荷重を受けると基礎の直下に基礎と一体となって動く二等辺三角形の領域が形成される。これを主動くさび領域という。主動くさび領域は左右の過渡領域を左右に押し出し、それがまた受動領域を斜め方向に押し上げる。

本研究では、このような変形特性を持つ砂を、極限支持力の様なある降伏強度を持った流体である Bingham 流体でモデル化する。砂を Bingham 流体として解析している例は、幾つか既に存在する。例えば、Subrata ら [57] による切削抵抗の解析がある。Subrata らは砂地盤での耕耘機の抵抗を求めるために、砂地盤をビンガム流体と仮定し、CFD(Computational Fluid Dynamics) 法を用いて解析を行っている。砂に近い分野としては、コンクリートの流動問題に関して、入部らはコンクリートをビンガム流体とし MPS(Moving Particle Semi-implicit) 法による解析 [58] および SPH 法による解析 [59] [48] を行っている。渦岡ら [60] は土石流の流動に関して土石流をビンガム流体として CFD 法で解析を行っている。

衝突体に関しては、衝突時の変形量は地盤の変形量に比べると非常に小さいので、完全弾性体としてモデル化する。

4.4.1 Bingham 流体の構成式

Bingham 流体の構成式は、式 4.49 に示す Navier-Stokes 式中の粘性係数が、ひずみ速度によって変化するとし、以下の式で表される [61]。

$$\sigma^{\alpha\beta} = -p\delta^{\alpha\beta} + 2\mu(\Pi)D^{\alpha\beta} \quad (4.72)$$

ここで、 δ はクロネッカーのデルタ、 D は偏差ひずみ速度テンソル、 p は圧力を表す。また、 Π はひずみ速度テンソルの 2 次の不変量と関係し、Bingham 流体のような非圧縮性流体の場合は以下で表される。

$$\Pi = \sqrt{D^{\alpha\beta} D^{\beta\alpha}} \quad (4.73)$$

Bingham 流体では、粘性係数 $\mu(\Pi)$ は Π の値によって変化し、以下のように表される。

$$\mu(\Pi) = \begin{cases} \infty & (\Pi = 0) \\ \mu_0 + \frac{\tau_0}{\Pi} & (\Pi \neq 0) \end{cases} \quad (4.74)$$

ここで、 τ_0 は Bingham 流体の最小のせん断強さ、 μ_0 は降伏後の粘性係数を表す。本研究では τ_0 を地盤材料の降伏条件としてよく用いられるモール・クーロン (Mohr-Coulomb) の破壊条件に置き換える。すると、地盤の最小せん断強さ τ_0 は以下の式で表される。

$$\tau_0 = C + \sigma_L \tan \phi \quad (4.75)$$

ここで、 C は粘着力、 σ_L は垂直応力、 ϕ は地盤の内部摩擦角を表す。

式 4.75 に従うと、 $\Pi \approx 0$ の時は、 $\mu(\Pi) \approx \infty$ となり、各粒子の変位を元に解析を進めていく SPH 法では、微小な変位で巨大な内部応力が発生してしまい、解析できなくなる。そこで、図 4.9 に示すように、 $\Pi \approx 0$ では粘性係数が一定値 μ_1 の高粘性流体と仮定することで、降伏強度を持った Bingham 流体として解析する。またその際の降伏判定は、粘性係数 $\mu(\Pi)$ が μ_1 に一致する際の Π_1 を用いて行う。このとき、垂直応力 σ_L を圧力 p で代用すれば、モール・クーロンの破壊条件に達する前の高粘性状態を表す粘性係数 μ_1 は以下の式で表される。

$$\mu_1 = \mu_0 + \frac{C + p \tan \phi}{\Pi} \quad (4.76)$$

式 4.76 から、 Π_1 は以下のように表される。

$$\Pi_1 = \frac{C + p \tan \phi}{\mu_1 - \mu_0} \quad (4.77)$$

以上をまとめると、モール・クーロンの破壊条件を適用した Bingham 流体の構成式は以下の式で表されることになる。また、図 4.9 に Bingham 流体の係数についてのまとめを示す。

$$\begin{aligned} \sigma^{\alpha\beta} &= -p\delta^{\alpha\beta} + 2\mu(\Pi)D^{\alpha\beta} \\ \mu(\Pi) &= \begin{cases} \mu_1 & (\Pi \leq \Pi_1) \\ \mu_0 + \frac{C + p \tan \phi}{\Pi} & (\Pi > \Pi_1) \end{cases} \end{aligned} \quad (4.78)$$

$$\Pi_1 = \frac{C + p \tan \phi}{\mu_1 - \mu_0}$$

4.4.2 固体の構成式の SPH 補間

砂地盤に衝突する衝突体は、砂に比べて剛性が非常に大きく微小な変形しかしないと考えられるので、フック弾性体と仮定して解析を行った。フック弾性体では以下の構成式を用いる。

$$\sigma^{\alpha\beta} = -p\delta^{\alpha\beta} + s^{\alpha\beta} \quad (4.79)$$

ここで $\sigma^{\alpha\beta}$ は応力、 p は圧力、 $s^{\alpha\beta}$ は応力の偏差成分を表す。

ここでは、粒子の回転成分も表現できる Jaumann 応力速度 \hat{S} [62] を用いる。衝突体を等方弾性体とすれば、Jaumann 応力速度の偏差成分は以下の式で表される。

$$\hat{S}_i^{\alpha\beta} = 2G\dot{\varepsilon}_i^{\alpha\beta} \quad (4.80)$$

ここで $\dot{\varepsilon}_i^{\alpha\beta}$ は偏差びずみ速度、 G は体積弾性率を表す。式 4.80 より、偏差応力速度 \hat{S} は以下の式で表される。

$$\dot{S}_i^{\alpha\beta} = 2G \left(\dot{\varepsilon}_i^{\alpha\beta} - \frac{1}{3} \dot{\varepsilon}_i^{\gamma\gamma} \right) + s_i^{\alpha\gamma} \omega_i^{\gamma\beta} - \omega_i^{\alpha\gamma} s_i^{\gamma\beta} \quad (4.81)$$

ここで $\omega_i^{\alpha\beta}$ はスピントensorを表す。

歪速度テンソル $\dot{\varepsilon}^{\alpha\beta}$ 、スピントensor $\omega^{\alpha\beta}$ は以下の式で表される。

$$\dot{\varepsilon}^{\alpha\beta} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v^\alpha}{\partial x^\beta} + \frac{\partial v^\beta}{\partial x^\alpha} \right) \quad (4.82)$$

$$\omega^{\alpha\beta} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial v^\alpha}{\partial x^\beta} - \frac{\partial v^\beta}{\partial x^\alpha} \right) \quad (4.83)$$

これらの SPH 補間は以下のように表される。

$$\dot{\varepsilon}_i^{\alpha\beta} = \frac{1}{2} \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\sigma_j} \left[(v_j^\alpha - v_i^\alpha) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} + (v_j^\beta - v_i^\beta) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\alpha} \right] \quad (4.84)$$

$$\omega_i^{\alpha\beta} = \frac{1}{2} \sum_{j=1}^N \frac{m_j}{\sigma_j} \left[(v_j^\alpha - v_i^\alpha) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\beta} - (v_j^\beta - v_i^\beta) \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\alpha} \right] \quad (4.85)$$

式 4.84、式 4.85 を式 4.81 に代入すると、偏差応力テンソル $S_i^{\alpha\beta}$ に関する常微分方程式が得られるので、これを時間に関して積分すれば、各時間における偏差応力が求められる。求めた偏差応力を式 4.80 に代入することで、各粒子の応力テンソルが求まり、これらを式 4.42 または式 4.47 に代入することで運動方程式を解くことができる。

4.4.3 砂地盤と衝突体の状態方程式

本研究では、地盤を Bingham 流体としてモデル化するため、流体の解析の場合と同じく、質量保存の式、運動方程式、それと圧力と密度の関係を記述した状態方程式が必要である。本研究では、砂地盤を Bingham 流体で表すため、砂地盤の状態方程式は、以下で表される流体の状態方程式を用いる。(式 4.62 再掲)。

$$p = B \left\{ \left(\frac{\rho}{\rho_0} \right)^n - 1 \right\} \quad (4.86)$$

解析では B の値を砂に適した値にしなければならない。本研究ではアポロ 12 号のリターンサンプルに対して行われた月の砂の圧縮試験結果と比較して $B = 6 \times 10^5$ を用いる。図 4.10 に月の砂圧縮試験結果と $B = 6 \times 10^5$ の場合の状態方程式の比較を示す。この図から解析での圧力範囲に関しては、実験と良好な一致を示していることがわかる。

前節で示したように、砂地盤に衝突する衝突体は固体として解析を行った。固体の状態方程式については、体積弾性率 K による以下の式を用いる。

$$p = K \left(\frac{\rho}{\rho_0} - 1 \right) \quad (4.87)$$

4.4.4 2つの物質の衝突のモデル化

SPH 補間については、砂と衝突体の接点付近で、それぞれの粒子の影響範囲内に異なる物質粒子が入っていたとしても、連続の式、運動方程式の補間、および状態方程式の積分を行わない。常にその同じ物質粒子のみで積分を行う。2つの物質間については、以下に示す粒子間反発力 F_c を設定 [63] し、力のやりとりを行う。

$$F_c = \sum_{j=1}^N \frac{m_i m_j}{\rho_i \rho_j} K \frac{\partial W_{ij}}{\partial x_i^\gamma} \quad (4.88)$$

衝突現象のモデル化に関しては、地盤への衝突現象は、衝突後に地盤中を衝撃波が 3 次元的に広がっていくため、本来であれば 3 次元解析を行う必要があるが、扱う粒子数が膨大になるため今回は 2 次元モデルで解析することとし、横速度を持った場合の解析も可能になるように 2 次元平面歪モデルを用いることとした。

4.4.5 パラメータの設定

解析の際に必要な以下のパラメータの設定方法について述べる。

- Bingham 流体の初期粘性係数 μ_1 および降伏後の粘性係数 μ_0 :

初期粘性係数 μ_1 はできるだけ大きな値を入れた方が良いが、SPH 法は、各計算ステップの変位に基づき、各粒子の速度および加速度値が決定されるため、あまり大きな値を入れると、計算が不安定になる。計算が不安定にならない条件で、 $\mu_1 = 1 \times 10^5$ として計算を行った。 μ_0 については $1 \times 10^{-4} \sim 1 \times 10^2$ で値を振り計算したが、式 4.78 の降伏条件において、衝突時には圧力 p が大きくなるために、式 4.78 の右辺第 2 項が支配的になり、 μ_0 の値は解析結果にほとんど影響しないことが明らかになったため、 $\mu_0 = 0$ に固定して解析した。

- 砂の材料定数 C 、 ϕ 、地盤の密度:

粘着力 C については、一般的に乾いた砂は粘着力を持たないが、せん断試験などでレゴリスシミュラントの粘着力を測定すると、シミュラント粒子表面に数多く存在する鋭利な凸凹のため、粒子同士がかみ合うことで粘着力を示す。解析ではその実測値 9.9 kPa を用いた。内部摩擦角 ϕ については、相対密度 80% の地盤を対象に解析を行うため、実験に用いたレゴリスシミュラントの内部摩擦角 $\phi = 45$ 度を用いた。地盤の密度も実験と同じく 1.9 g/cm^3 とした。

- 解析時間、解析パラメータ:

解析時間は、計算の効率を考慮し、0.01 s とした。解析パラメータは実験と同じく、落下質量 (530, 834, 1065 g)、衝突速度 (1.25, 1.75, 2.25, 3.0 m/s) とした。

- 計算ステップ時間、出力ファイル数計算ステップ時間は $1.0 \times 10^{-8} \text{ s}$ とした。なお計算ステップ時間が 1.0×10^{-7} および $1.0 \times 10^{-9} \text{ s}$ でも同じ解析結果を得ることを確かめてある。出力ファイル数については計算ステップ全てにおいて解析結果を出力させるとデータ量が膨大になるため計算機の能力を越えオーバーフローしてしまう。したがって 100 ステップ毎に計算結果を出力させるように設定した。その結果、サンプリング周期は $1 \mu\text{s}$ となり、実験でのサンプリング周期 $12.5 \mu\text{s}$ の約 1/10 に相当することになった。

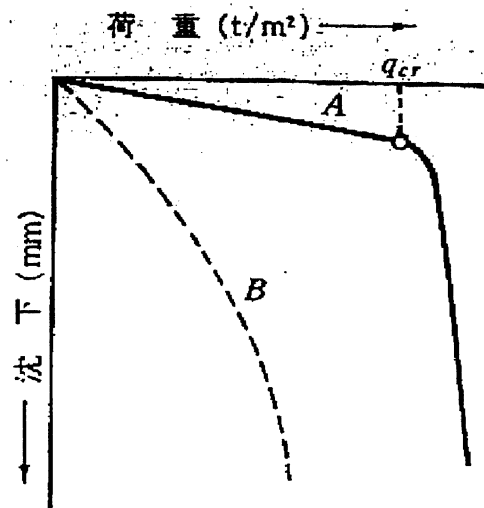


図 4.7 地盤の荷重-沈下曲線 [55]

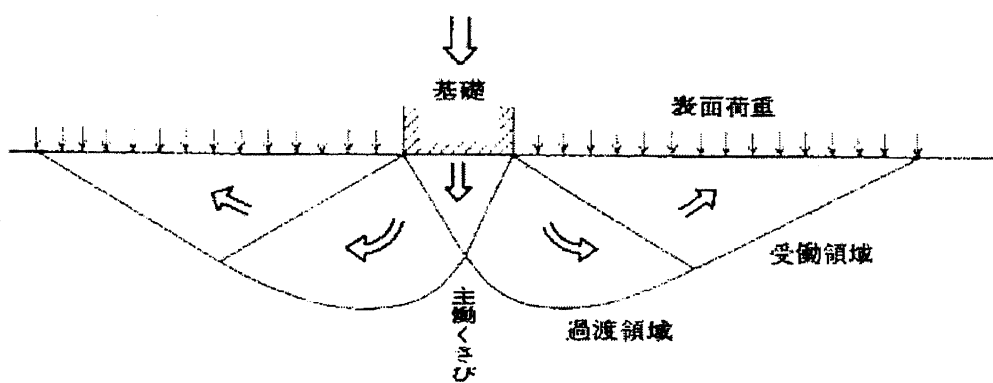


図 4.8 基礎の沈下による地盤の変形機構 [56]

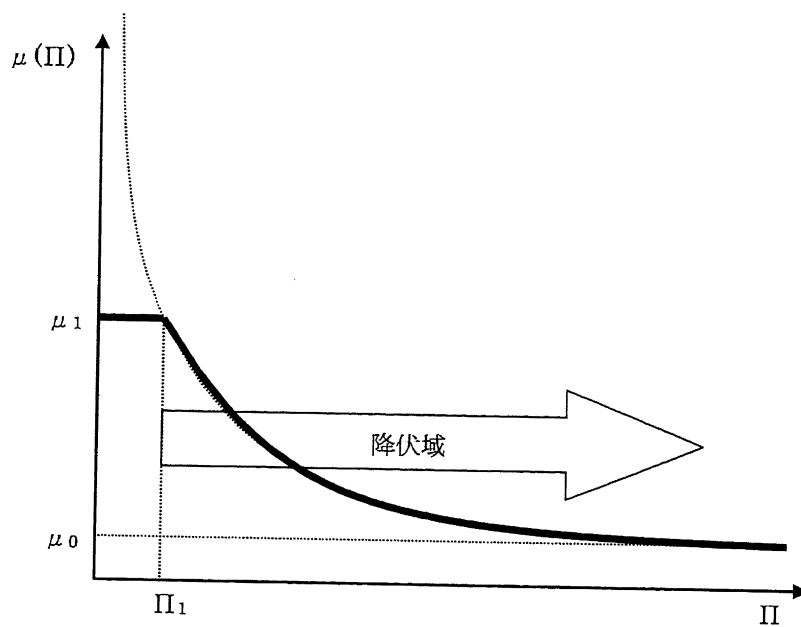


図 4.9 等価粘性係数 η' の設定

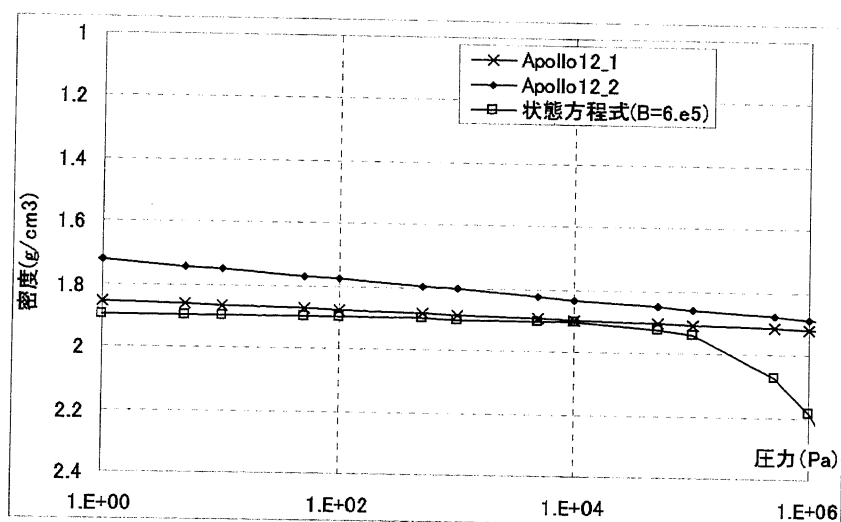


図 4.10 砂地盤の B の設定: アポロリターンサンプルとの比較

4.5 解析結果

4.5.1 スケール、粒子数、境界条件

モデル化した地盤の大きさは実験と同じく深さ 15 cm、幅 30 cm とした。地盤を構成する粒子数については、SPH 法は連続体の構成式を用いるため、DEM などの非連続体的手法に比べると粒子数の影響は少ないと考えられる。実際、 10×20 粒子、 20×40 粒子、 40×80 粒子で解析した結果、衝撃加速度最大値と沈下量はほとんど変わなかったため、 20×40 粒子で解析した。図 4.11 に 20×40 粒子を用いた場合の解析モデルを、図 4.12 に粒子数を変化させた場合の解析結果の比較を示す。衝突体は、地盤と比較するとほとんど変形せず粒子数の影響は小さいと考えられるが、地盤粒子の衝突体への入り込みを防ぐため衝突体の粒子間隔が地盤粒子径より小さくなるように、 14×14 粒子で表現した。地盤粒子の周囲には地盤粒子の流動を防ぐため、速度ゼロの境界粒子を配し境界粒子とした。境界粒子には、初期粒子間隔以内に接近した粒子に対し、式 4.71 で示す境界反発力を与えた。

4.5.2 解析結果の検討

図 4.13 から図 4.24 に各解析結果を示す。各図において、衝撃加速度解析結果の凡例で (LPF) とあるのは、第 2 章の実験結果の図と同じく、解析結果に 1000 Hz でローパスフィルタをかけた結果であることを示している。今後、解析値の評価、解析値と実験値およびアポロ地盤モデルを用いた計算値との比較に関しては、この 1000 Hz でローパスフィルタをかけた値を使って行う。

図 4.13 から図 4.24 に示す各図から衝撃加速度は前半と後半にピークを持つ場合が多いことがわかる。前半のピークは、衝突体が衝突の瞬間に地盤から受ける反力を示すと考えられる。実験でも見られた後半のピークが発生する原因として、衝突後に地盤に貫入していく過程で、地盤の密度が上昇して生ずる反力、または地盤容器底面に達した衝撃波の反射の 2 つが考えられる。

図 4.25 から図 4.27 に各落下質量ごとにまとめた解析結果を示す。まず、衝突波形を見ると、衝突速度の増加にしたがって 2 つのピークはそれぞれ増加しているのがわかる。その際、落下質量が小さいほど、前半のピークが衝突速度と共に増加し、支配的になるが、落下質量が大きくなるにしたがって、衝突速度の増加とともに、逆に後半のピークが支配的になるのがわかる。これには、地盤密度の上昇が影響していると考え、落下質量が大きいほど沈下量が大きいため、衝突体周囲の地盤の密度と圧力が上昇し、地盤の破壊基準として用いているモール・クーロンの降伏値が上昇することにより、地盤の抵抗が大きくなるためと考えられるが、反射波の影響と考えると落下質量が大きくなるにつれ衝撃波

も大きくなり、反射波の影響が増大することが原因と考えることもできる。

図 4.28 に落下質量 824 g、衝突速度 2.96 m/s での解析値と、同じ落下質量で、衝突速度の場合の実験で得られた衝撃加速度および沈下量を示す。図 4.28 から、解析値は、加速度、沈下量ともに実験値よりやや低い値を示すが、衝撃加速度が継続している時間の長さや、アポロ地盤モデルでの計算では表現できなかった、前半部と後半部に分けられる加速度波形の特徴は実験値を良く再現できており、妥当な値が得られていると考えられる。

図 4.29 に落下質量 824 g、衝突速度 2.96 m/s での SPH 解析を長時間 (実験での計測時間 0.15 s と同じ時間) 行った時の解析結果を示す。図 4.30 に示す同様の落下質量と衝突速度である実験番号 3-3-3 の結果と比較すると、SPH 解析の方が衝突後の跳ね返りが大きく最終的な沈下量が小さくなっているが、全体的に、衝撃加速度、沈下量共に良く似た形状を示していることがわかる。また、アポロ地盤モデルの場合は、沈下量はピーク後に急激に減少し振動を発生していたが、SPH 解析ではそのような振動は発生せず実験値の傾向を良く再現できている。したがって、SPH 解析はアポロ地盤モデルより実験での地盤状況を良く再現でき、妥当な値が得られていると考えられる。

図 4.31 に落下質量 824 g、衝突速度 1.38 m/s での SPH 解析を長時間 (実験での計測時間 0.15 s と同じ時間) 行った時の解析結果を示す。図 4.32 に示す同様の落下質量と衝突速度である実験番号 3-2-6 の結果と比較すると、この場合も同様に SPH 解析の方が衝突後の跳ね返りが大きく最終的な沈下量が小さくなっているが、全体的に、衝撃加速度、沈下量共に良く似た形状を示していることがわかる。また、アポロ地盤モデルの場合は、沈下量はピーク後に急激に減少し振動を発生していたが、この場合も同様に SPH 解析ではそのような振動は発生せず実験値の傾向を良く再現できている。したがって、SPH 解析はアポロ地盤モデルより実験での地盤状況を良く再現でき、妥当な値が得られていると考えられる。

実験値を良く再現できているのであれば、SPH 法により実験条件を変えて数値計算を行うことで、実験ではできなかったケースでの検討が可能になる。つまり非常に手間がかかる真空槽内での実験を補う手段として SPH 法が使えることになり、SPH 法の利点が高まる。

ここでこの SPH 法の利点を用い、実験当初から問題になっていた前半と後半にピークを持つ加速度時刻歴形状の原因の検討を行う。

SPH 法では各粒子の中心点での物性値が求められる。したがって各粒子に生じている力ベクトルを描くことができる。つまり力ベクトルを描かせれば反射波の影響であればその反射による力ベクトルの推移が現れ、その推移から後半のピークが発生する原因が密度の上昇によるものか反射波によるものか判断できるものと考えられる。

図 4.5.3 に落下質量 824 g、衝突速度 3 m/s の場合の力ベクトルの推移を示す。図 4.5.3 を見ると衝突から 0.001s 後、底面に向かう衝撃波が発生している。0.002s 後、衝撃波は扇型に広がりつつ底面に達し、中央部の衝撃波は底面で反射し上向きの力となって表れ始

める。0.003s 後、周囲からの反射波が中心部に集まり衝突体まで達し、0.004 秒後までその傾向は著しい。0.005s 後から 0.006s 後まで経っても地盤表面付近の粒子には上向きの力が残っている。したがって図 4.5.3 から底面からの反射波の影響があることがわかる。

SPH 法を用いて地盤の厚さを変化させた解析をおこなうことでさらに反射波の影響がよくわかるようになる。つまり、15 cm であった地盤を薄くした場合に後半のピークの発生時間が早くなり、地盤を厚くした場合後半のピークの発生時間が遅くなったならば、地盤厚さの変化により反射波が地表から底面に達して戻ってくる時間が変化している影響が表れたことになるため、後半のピークが反射波の影響であることが確認できる。図 4.34 に地盤厚さを 7.5 cm、15 cm、22.5 cm、30 cm とした場合の衝撃加速度および沈下量の変化を示す。図 4.34 から地盤厚さが変化しても前半のピークは同じ形状を示すのに対し、後半のピークはその発生時間と大きさが大きく異なるのがわかる。後半のピークは地盤が薄くなるにつれて発生時間が早くまた大きくなり、地盤が厚くなるにつれて発生時間が遅くなり小さくなっている。この傾向は後半のピークが反射波の影響によって生じていると考えると理解できる。

図 4.5.3～図 4.5.3 に落下質量 824 g、衝突速度 3 m/s、地盤厚さを通常の SPH 解析の 2 倍の 30 cm で解析を行った場合の力ベクトルの推移を示す。これらの図を見ると、地盤厚さが 30 cm の場合も衝突後から底面に向かって衝撃波が発生し時間の経過と共に底面に向かうが次第に減少し底面からの反射波は発生していないことがわかる。

SPH 解析から後半のピークは反射波が原因であることが示唆されたが、地盤密度の上昇の影響は全くないのか検証する。図 4.5.3 に落下質量 824 g、衝突速度 3 m/s の場合の地盤密度変化の推移を示す。この図から衝突後しばらくしてから衝突体直下の密度が上昇し、0.003 s 後には密度の上昇域は底面まで達しその後も密度が高い状態を保つことがわかる。したがって後半のピークは密度の上昇の影響も受けているものと考えられる。

以上のことから、後半部のピークについては、密度の上昇および反射波の双方の影響を浮けていると思われる。

衝撃加速度の継続時間については、落下質量が小さいほど短く、落下質量のみに依存し、衝突速度には影響されないことがわかる。沈下量については、衝突速度が大きいほど増加し、同じ衝突速度の場合は、落下質量が大きいほど、沈下量も大きくなる。

SPH 法による解析結果に見られるこれらの特徴は、この現象は、第 2 章に示した実験結果、また、既存の地盤への衝突実験 [8] [9] [10] とも一致しており、SPH 解析は、砂地盤への衝突現象を良く再現できているものと考えられる。

4.5.3 実験値およびアポロ地盤モデルとの比較

衝撃加速度最大値と沈下量の衝突速度による変化を SPH 解析と実験およびアポロ地盤モデルによる計算で比較したものを図 4.39 に示す。図中の実線は実験値の線形近似、一

点鎖線は SPH 解析値の線形近似を示し、二点鎖線はアポロ地盤モデルによる計算値の線形近似を示している。この図から SPH 解析値は実験値と同じように、加速度、沈下量ともに衝突速度によって増加し、同じ結果を示しているが、加速度、沈下量ともに実験値より低い結果を示す。しかし、衝撃加速度については、SPH 解析値は、アポロ地盤モデルによる計算値より実験値に近い値を示し、沈下量はアポロ地盤モデルによる計算値とほぼ同じ値を示した。

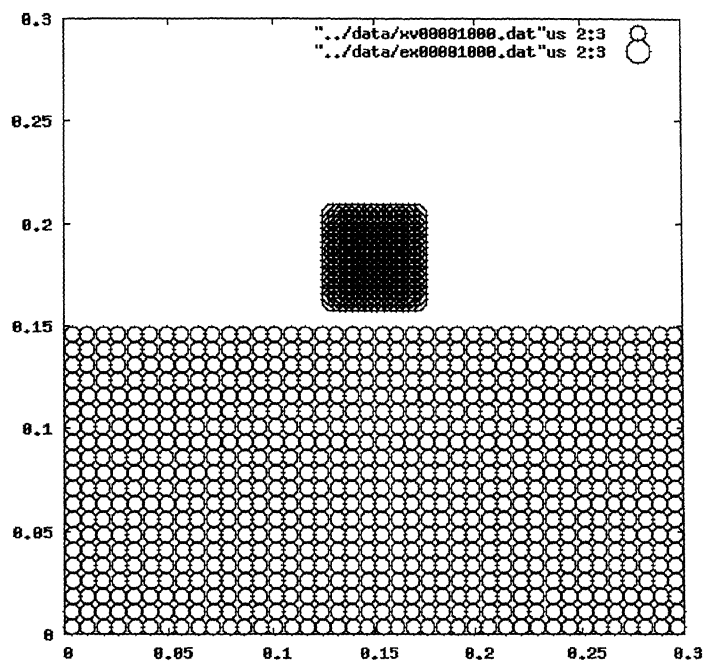


図 4.11 解析モデル

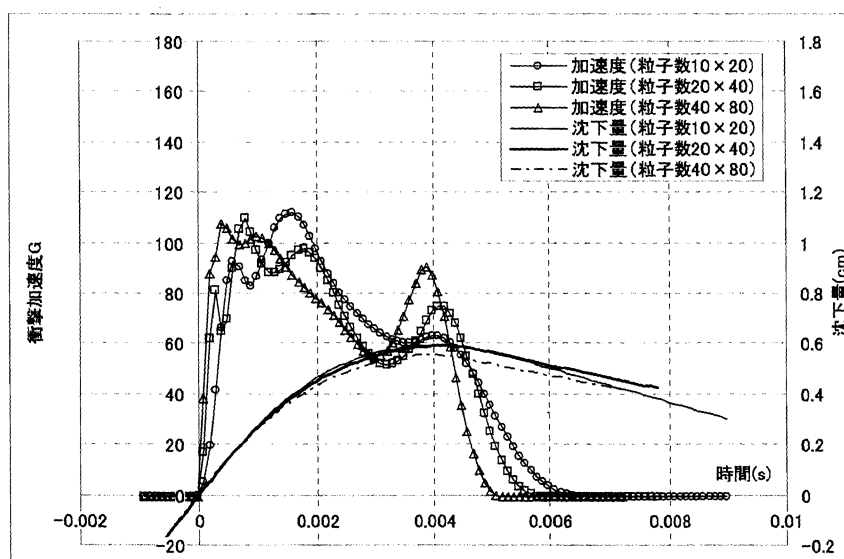


図 4.12 粒子数の違う解析結果の比較

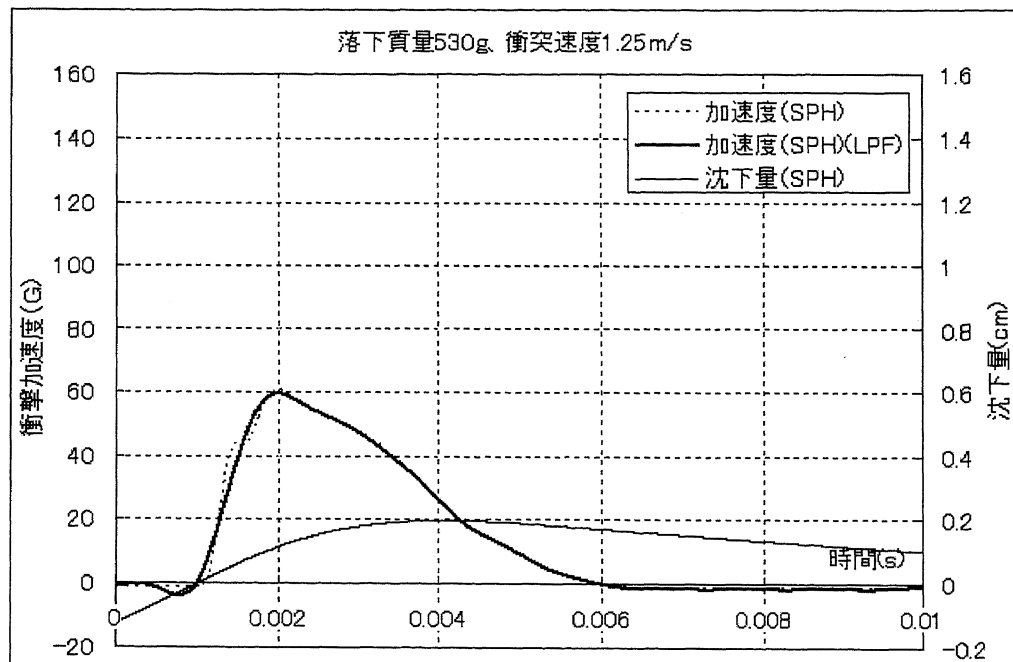


図 4.13 SPH 法による解析結果 (落下質量:530g, 衝突速度: 1.25m/s, 相対密度: $D_r = 0.8$)

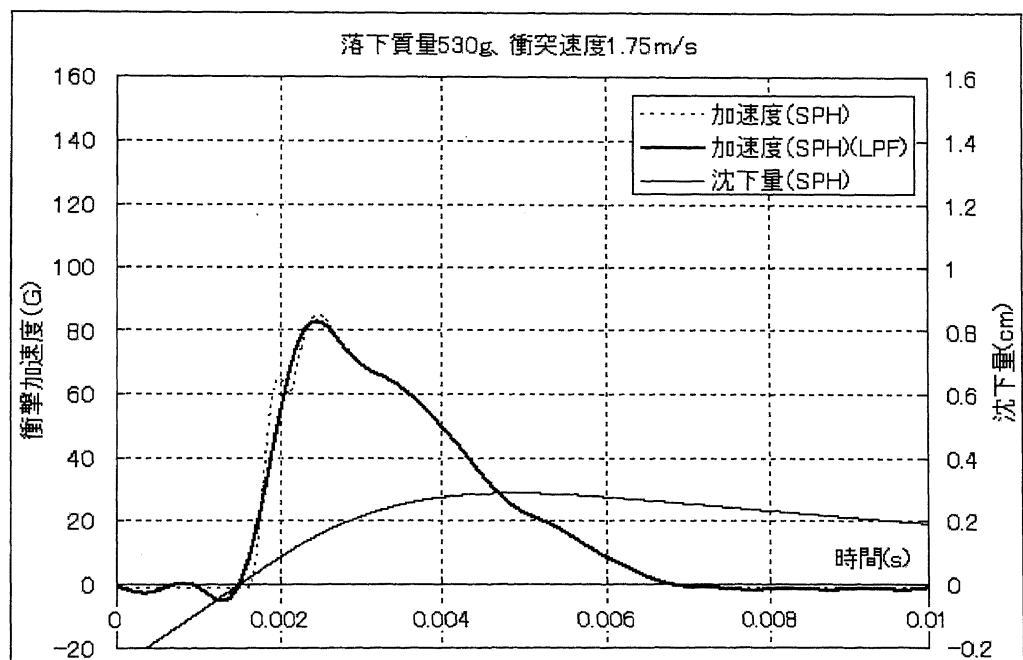


図 4.14 SPH 法による解析結果 (落下質量:530g, 衝突速度: 1.75m/s, 相対密度: $D_r = 0.8$)

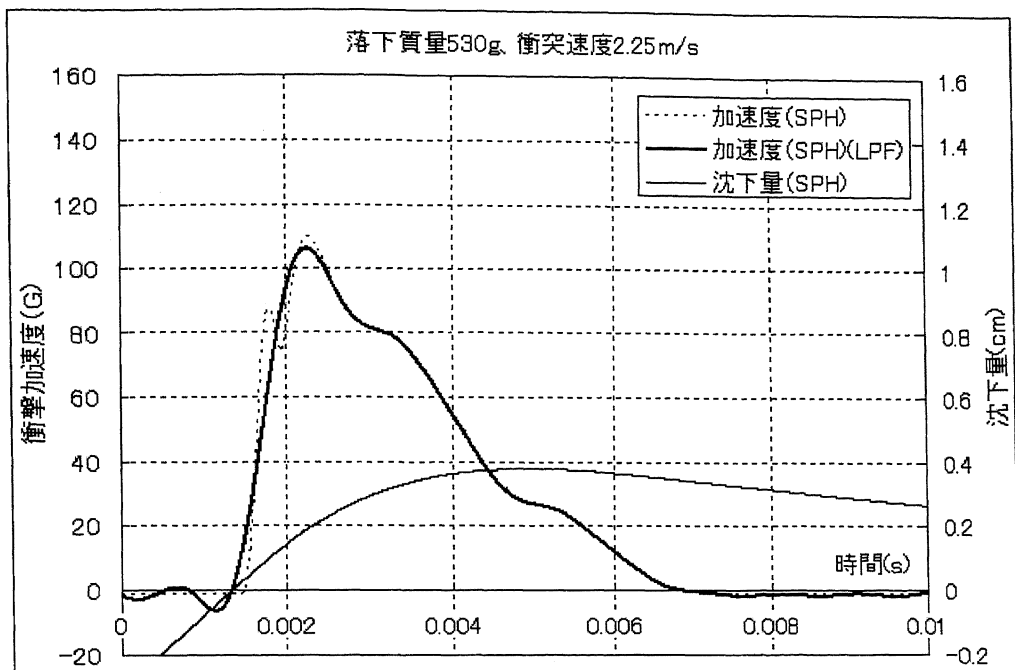


図 4.15 SPH 法による解析結果 (落下質量:530g, 衝突速度: 2.25m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

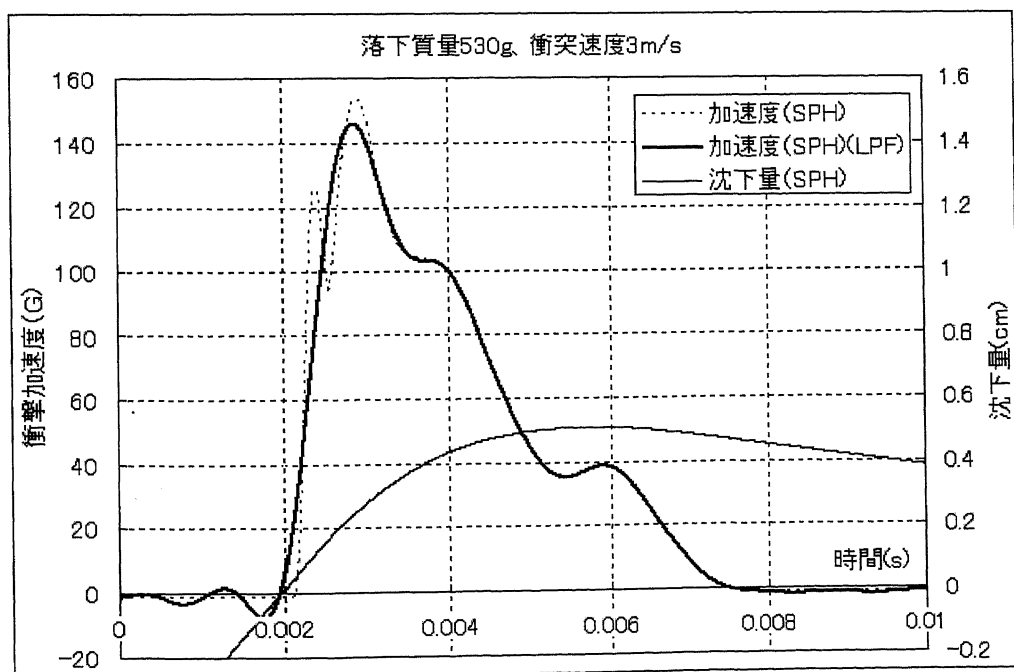


図 4.16 SPH 法による解析結果 (落下質量:530g, 衝突速度: 3.0m/s, 相対密度: $D_r=0.8$)

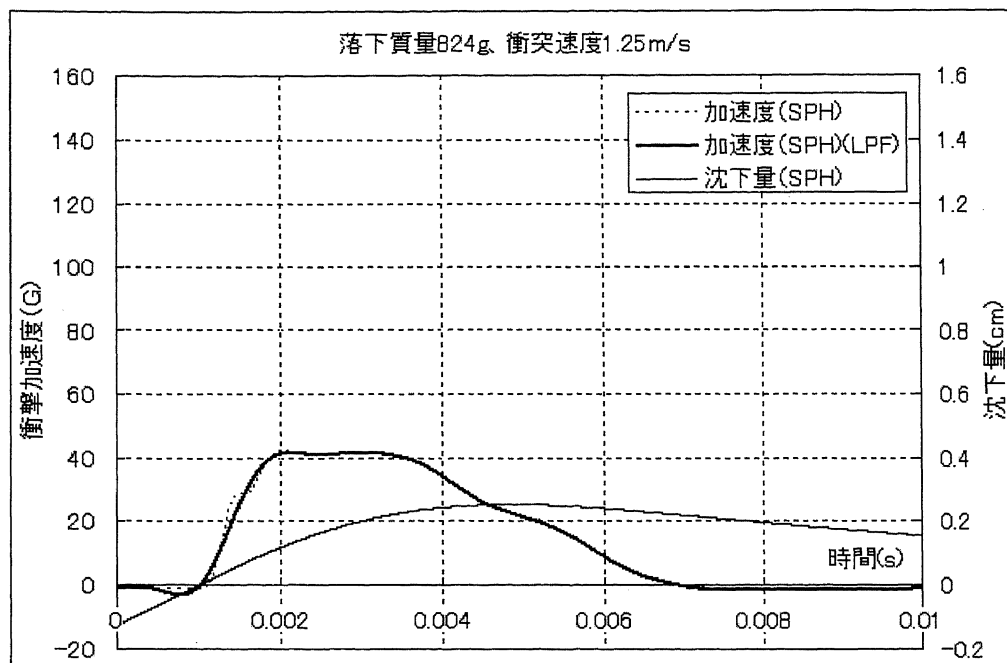


図 4.17 SPH 法による解析結果 (落下質量:824g, 衝突速度: 1.25m/s, 相対密度: $D_r = 0.8$)

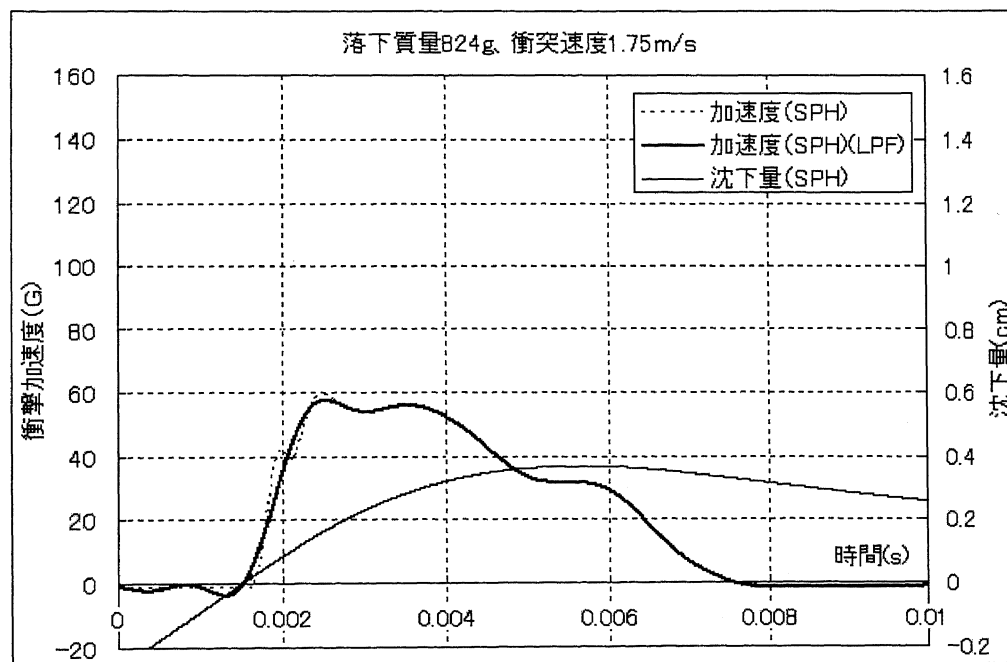


図 4.18 SPH 法による解析結果 (落下質量:824g, 衝突速度: 1.75m/s, 相対密度: $D_r = 0.8$)

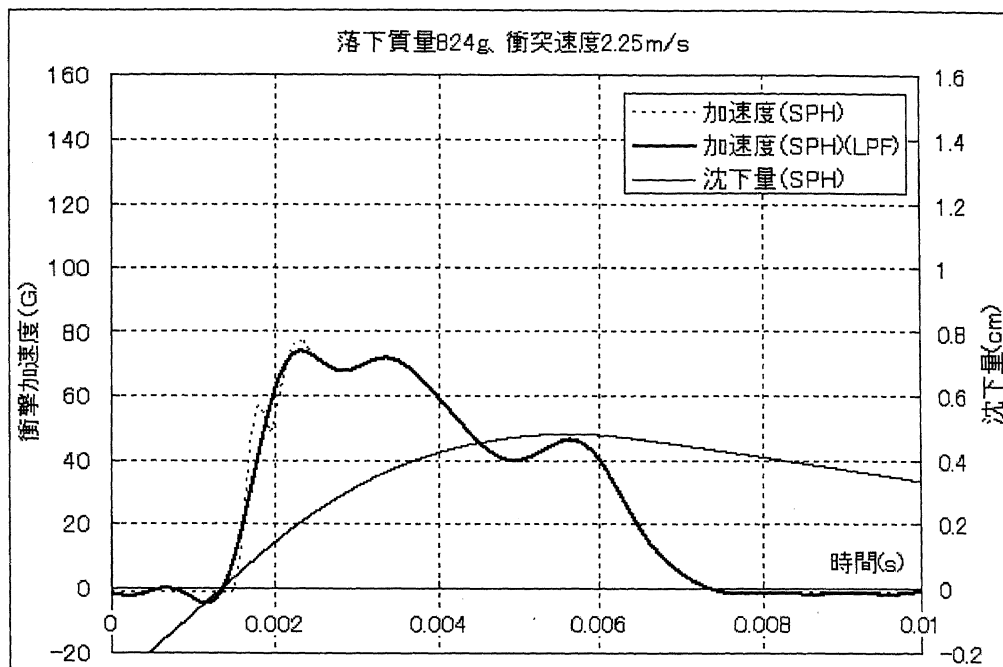


図 4.19 SPH 法による解析結果 (落下質量:824g, 衝突速度: 2.25m/s, 相対密度: $D_r = 0.8$)

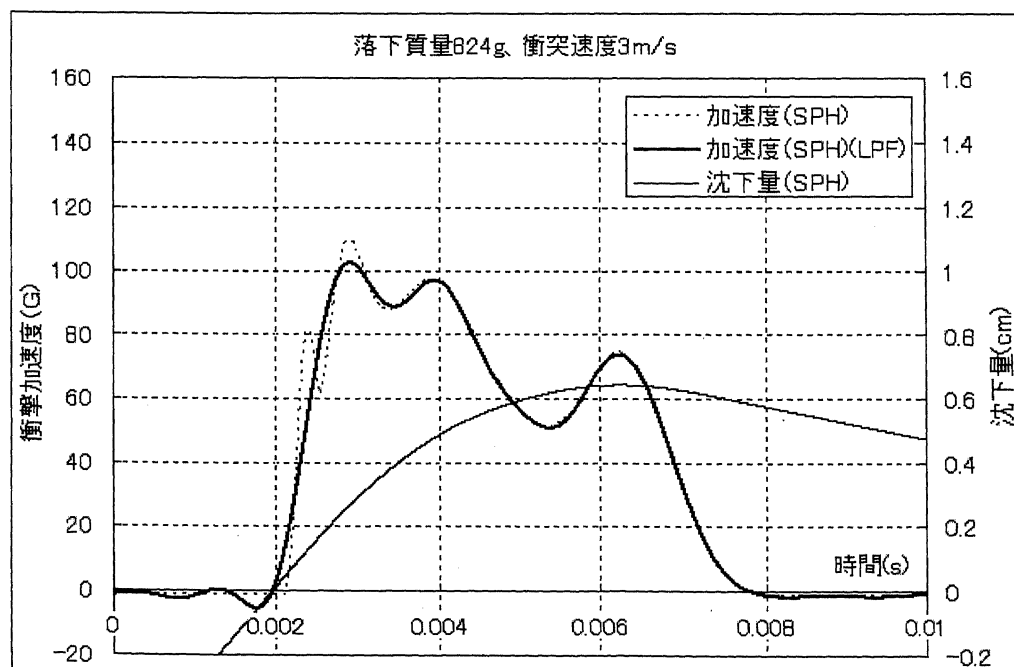


図 4.20 SPH 法による解析結果 (落下質量:824g, 衝突速度: 3.0m/s, 相対密度: $D_r = 0.8$)

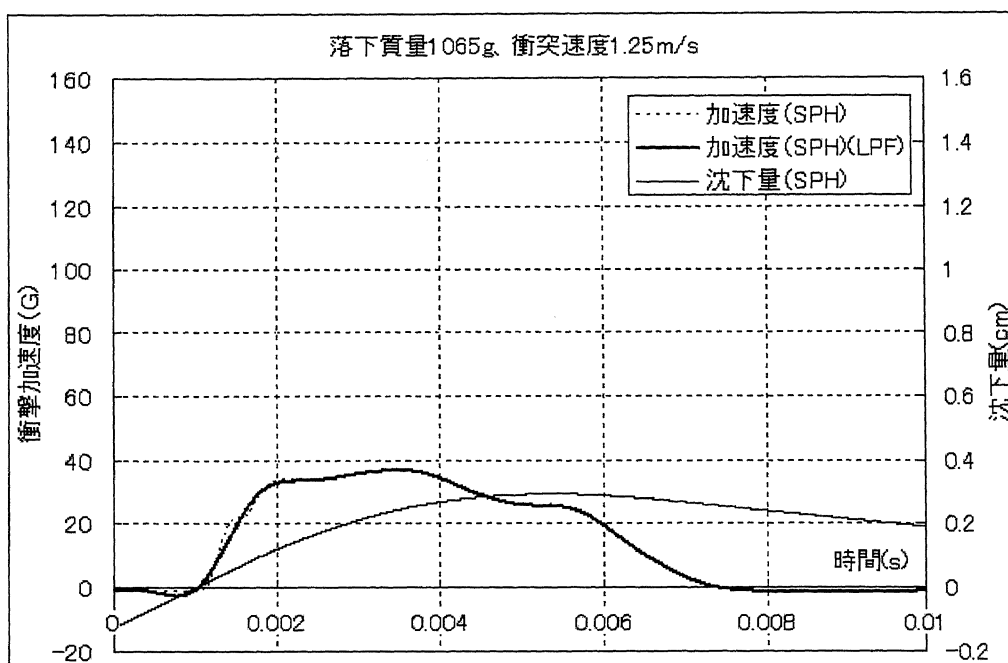


図 4.21 SPH 法による解析結果 (落下質量:1065g, 衝突速度: 1.25m/s, 相対密度: $D_r = 0.8$)

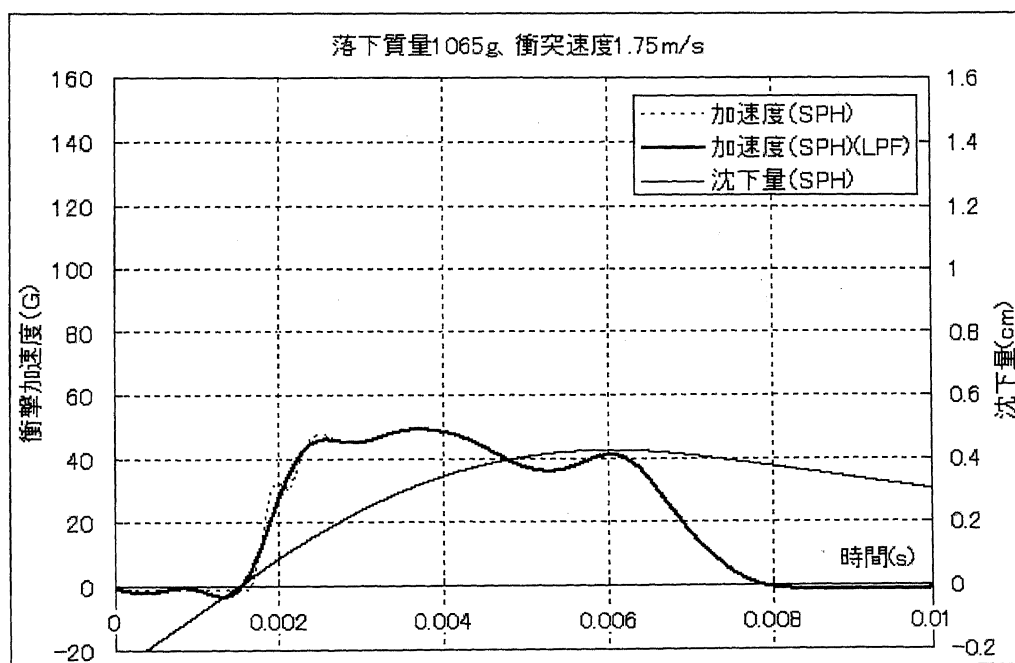


図 4.22 SPH 法による解析結果 (落下質量:1065g, 衝突速度: 1.75m/s, 相対密度: $D_r = 0.8$)

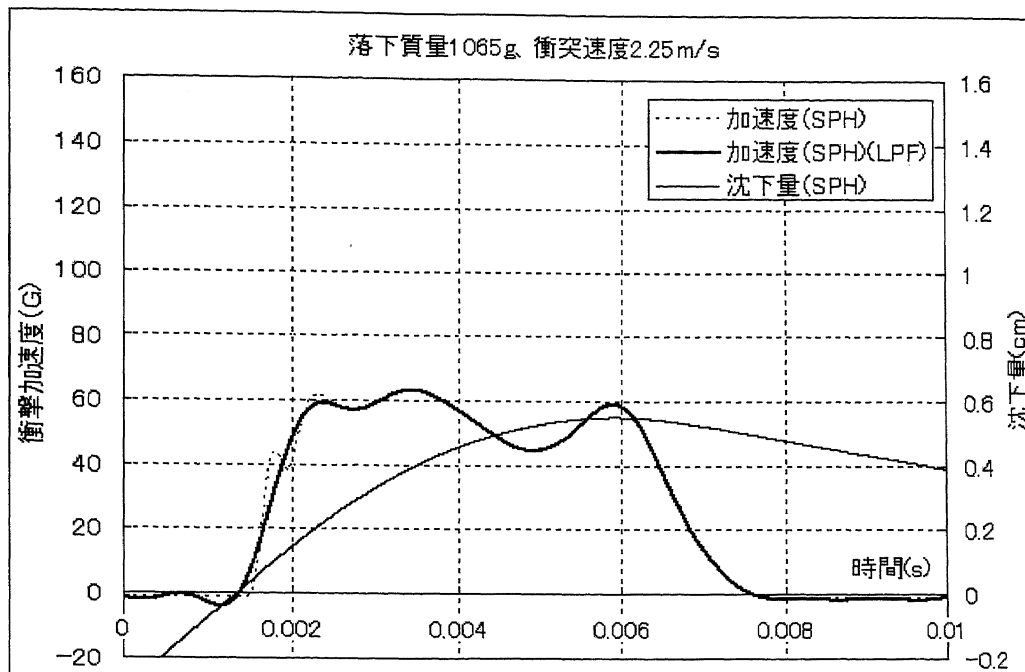


図 4.23 SPH 法による解析結果 (落下質量:1065g, 衝突速度: 2.25m/s, 相対密度: $D_r = 0.8$)

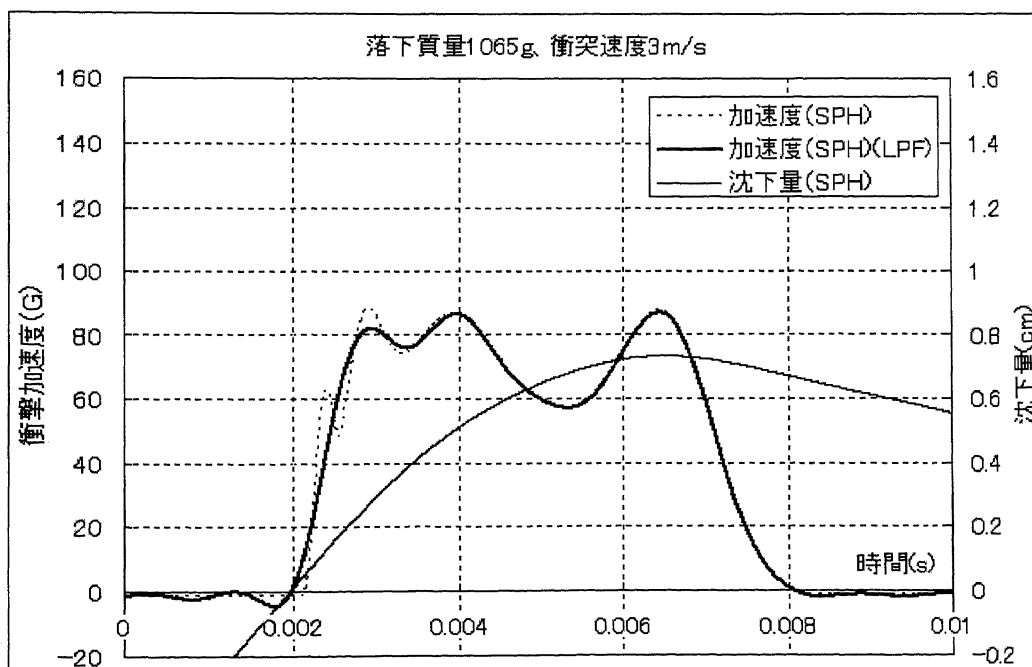


図 4.24 SPH 法による解析結果 (落下質量:1065g, 衝突速度: 3.0m/s, 相対密度: $D_r = 0.8$)

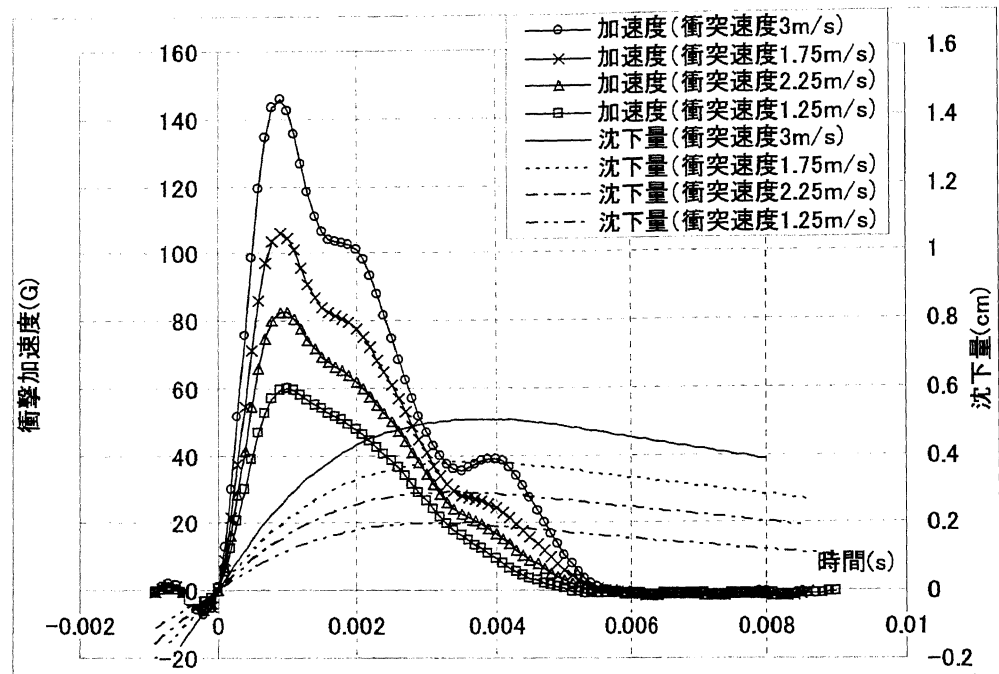


図 4.25 衝突速度の衝撃加速度と沈下量への影響 (落下質量 530g)

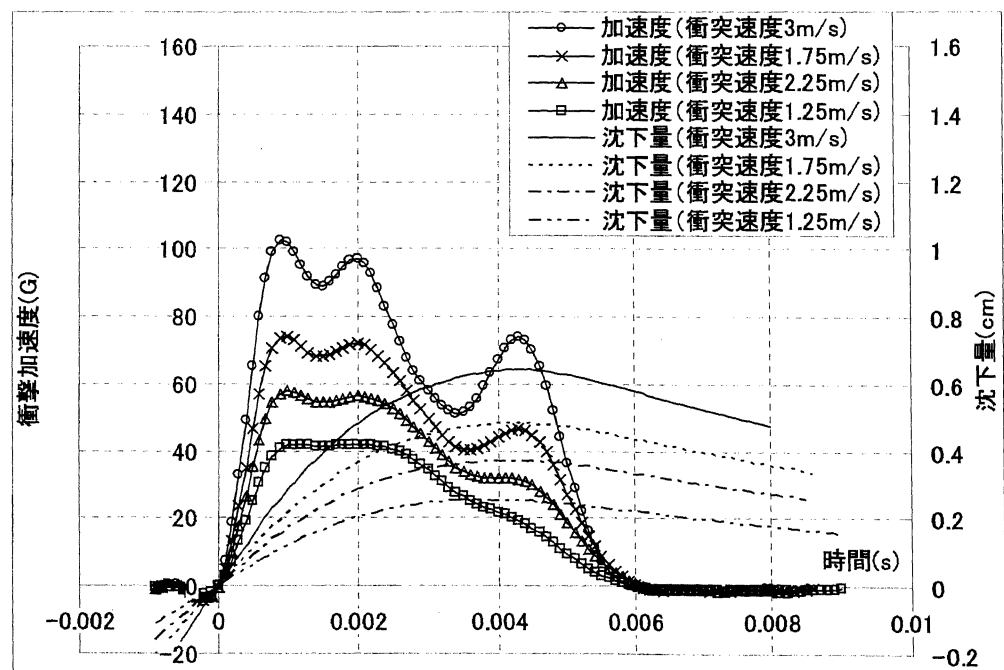


図 4.26 落下質量の衝撃加速度と沈下量への影響 (落下質量 824g)

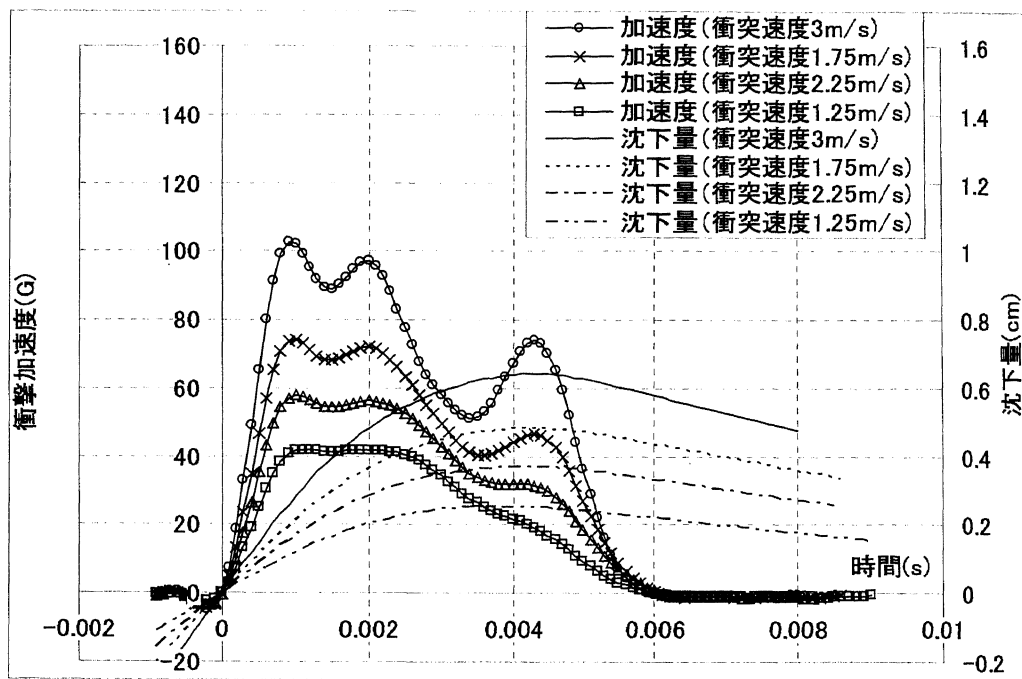
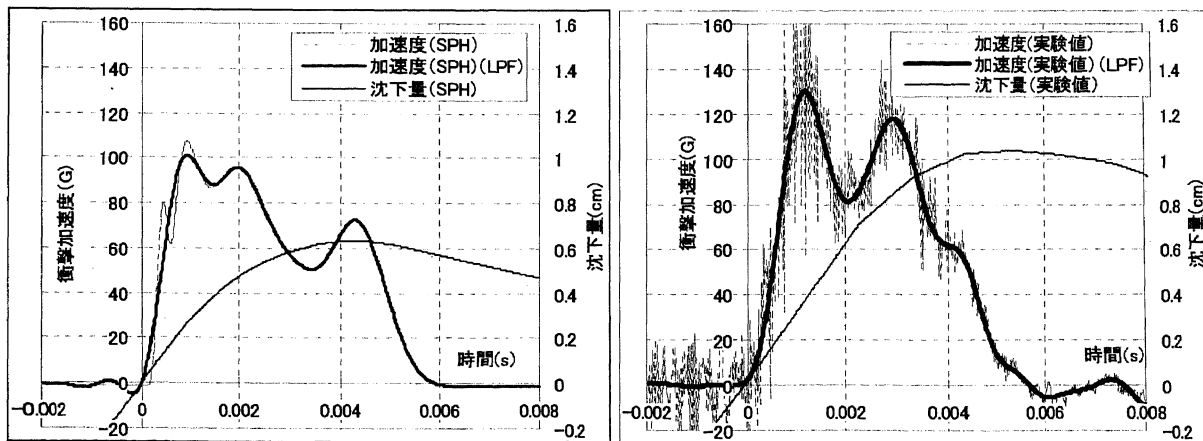


図 4.27 落下質量の衝撃加速度と沈下量への影響 (落下質量 1065g)



(a) 衝撃加速度および沈下量 (SPH 解析値)

(b) 衝撃加速度および沈下量 (実験値)

図 4.28 衝撃加速度および沈下量

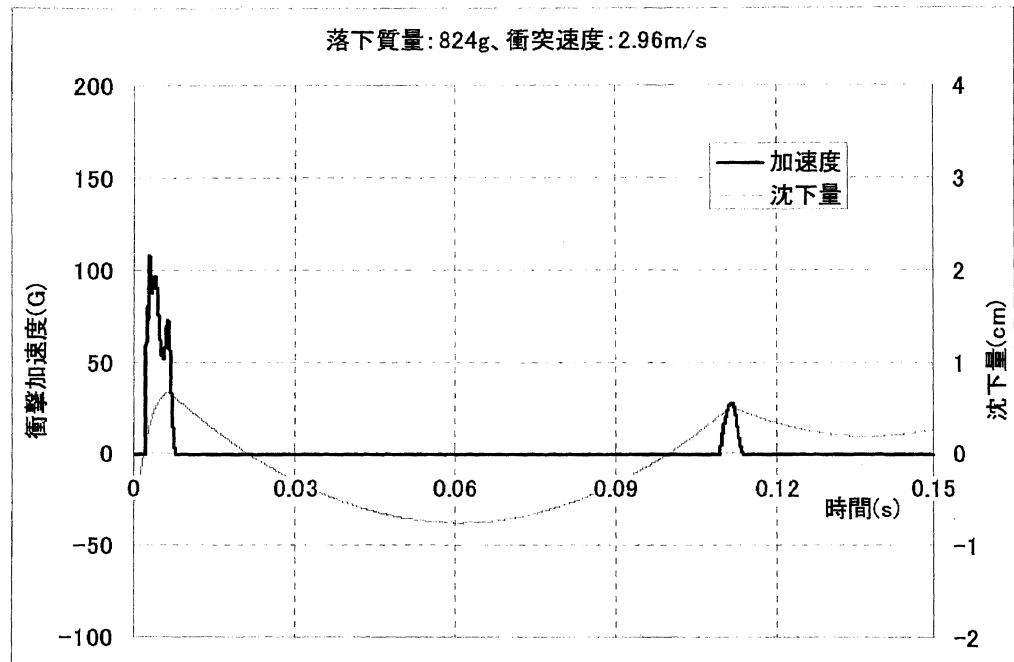


図 4.29 SPH 法による衝撃加速度および沈下量

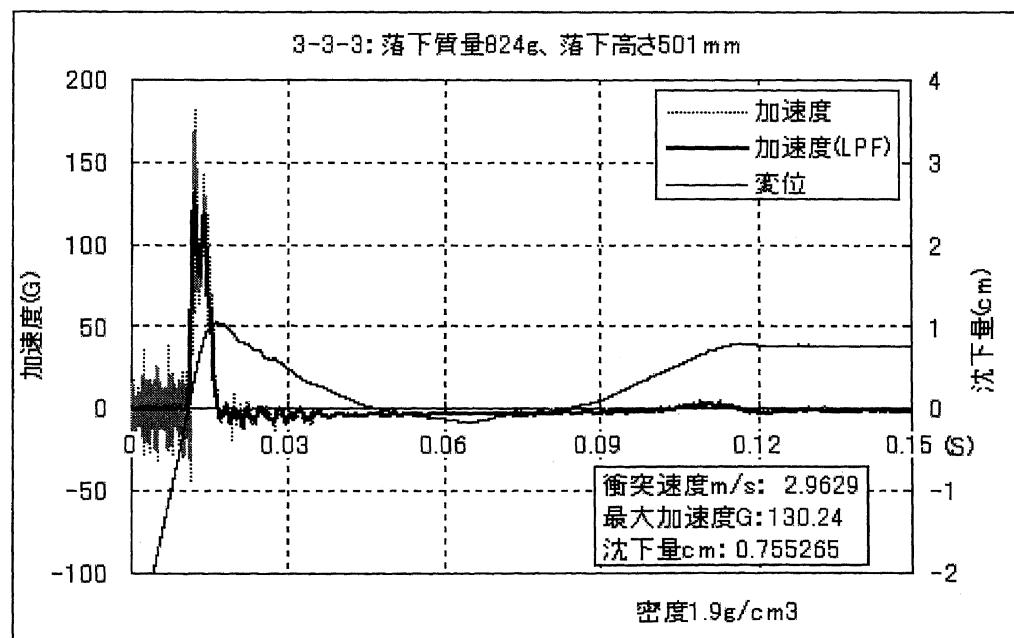


図 4.30 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-3-3)

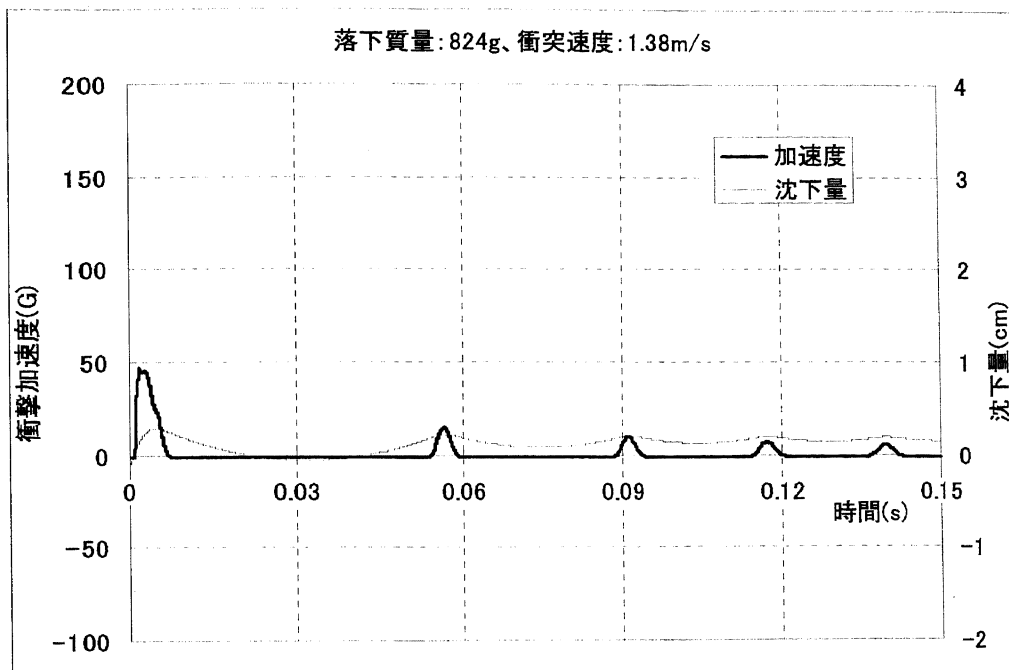


図 4.31 SPH 法による衝撃加速度および沈下量

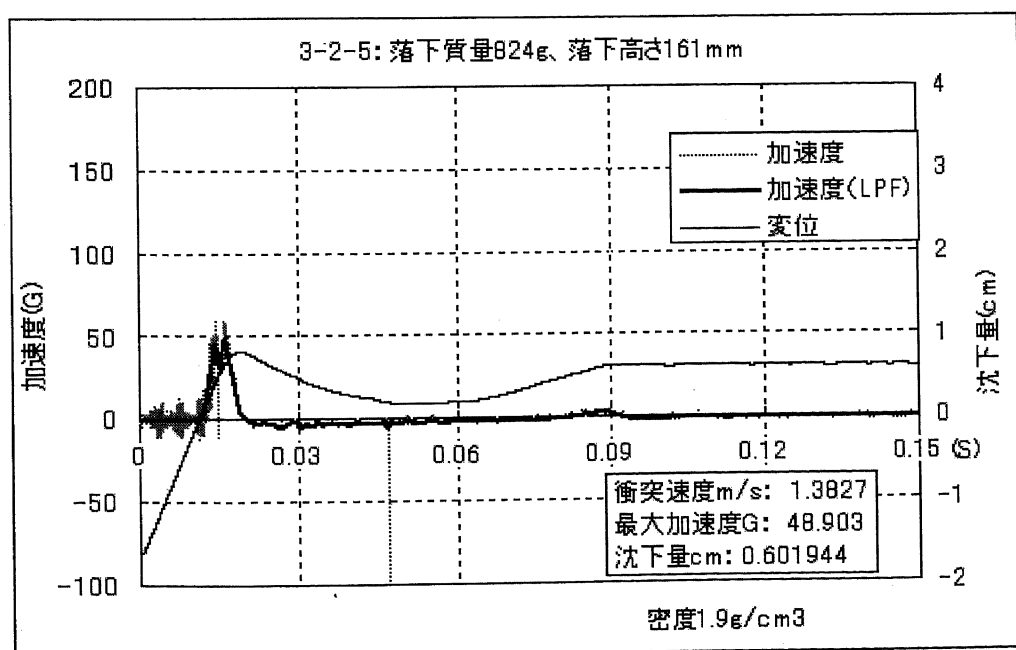
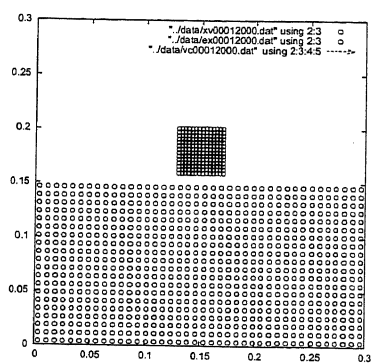
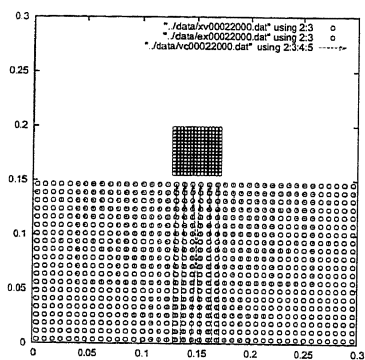


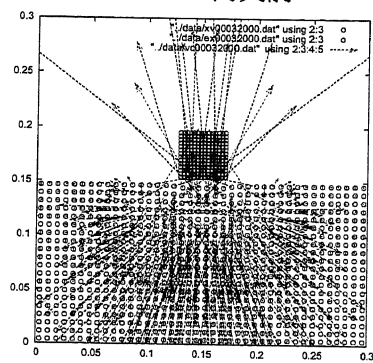
図 4.32 真空中実験における衝撃加速度および沈下量 (第 3 回目実験: 実験 3-3-3)



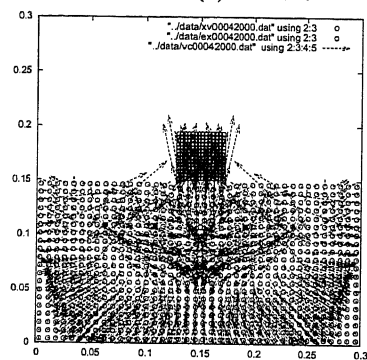
衝突前



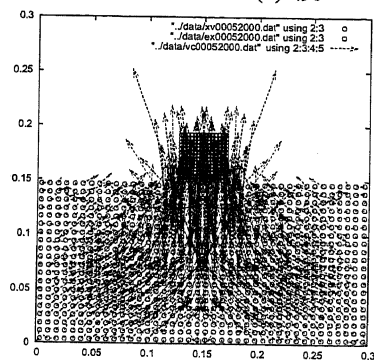
0(s):衝突時



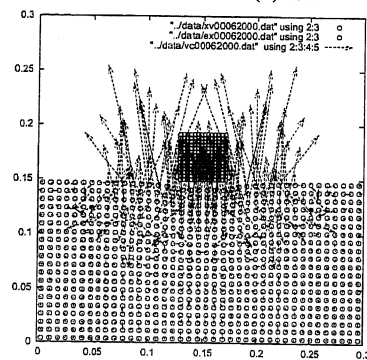
0.001(s) 後



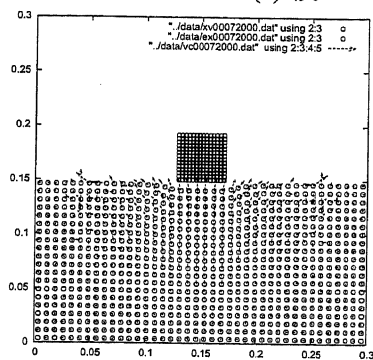
0.002(s) 後



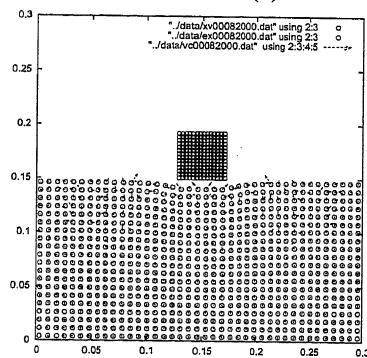
0.003(s) 後



0.004(s) 後



0.005(s) 後。



0.006(s) 後

図 4.33 落下質量 834 g、衝突速度 3 m の場合の地盤のカベクトル

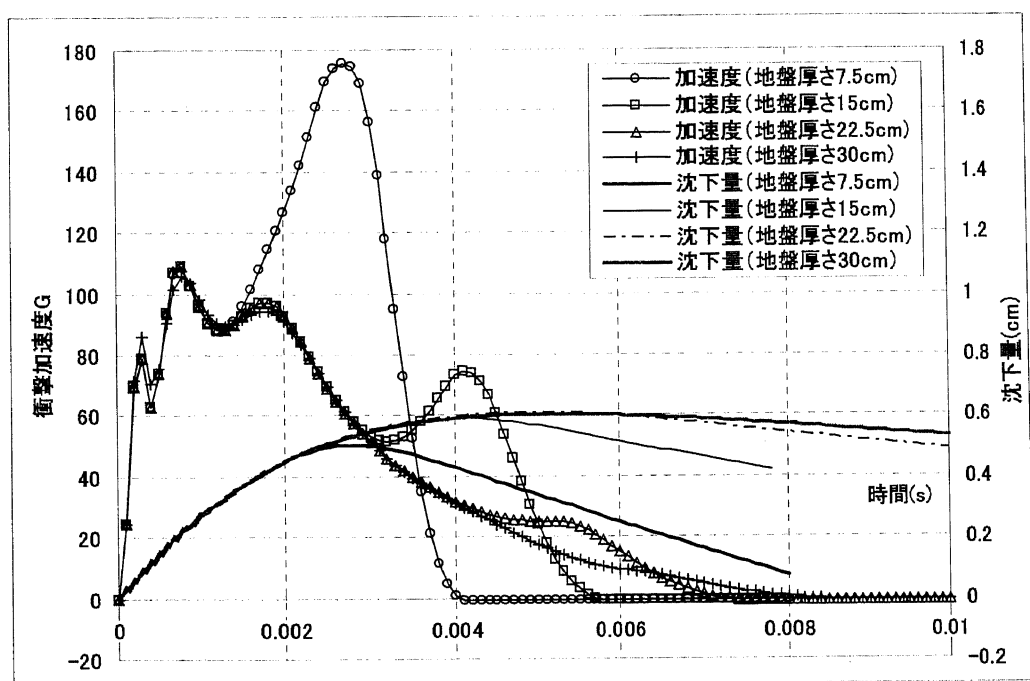
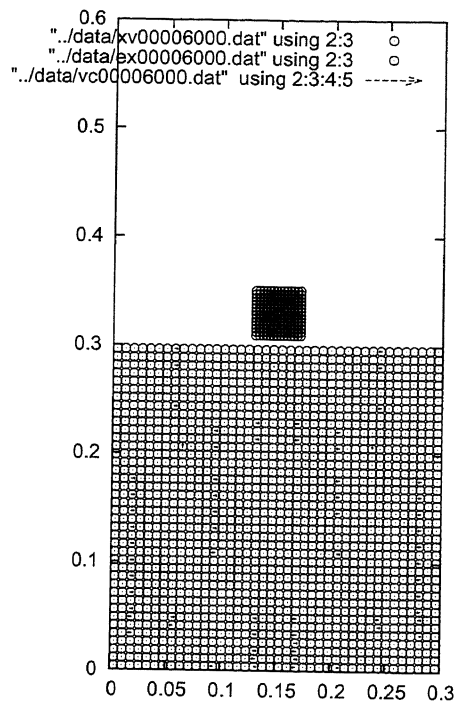
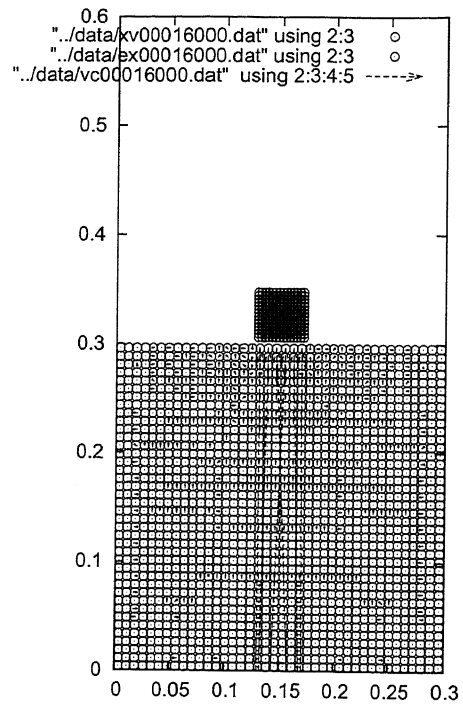


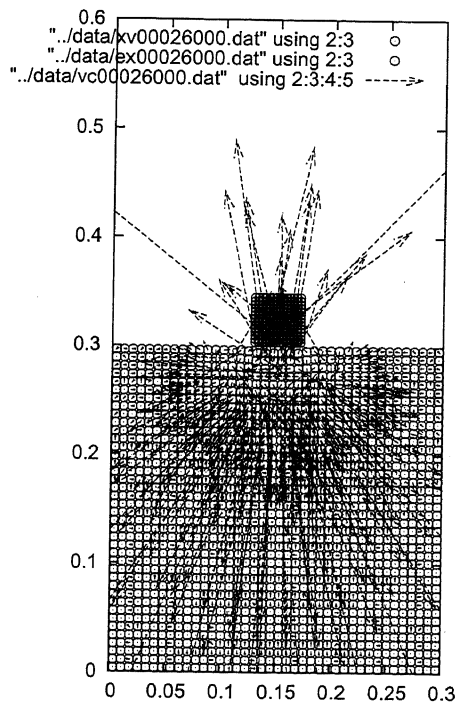
図 4.34 地盤厚さの変化による衝撃加速度と沈下量への影響 (落下質量 834g、衝突速度 3 m/s)



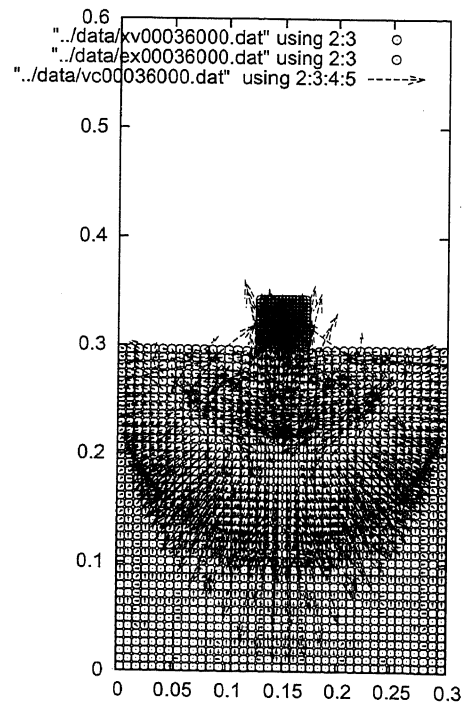
衝突前



0(s):衝突時

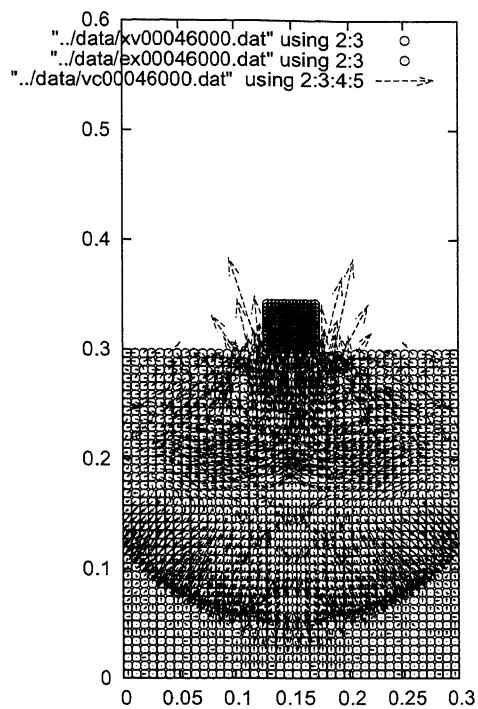


0.001(s) 後

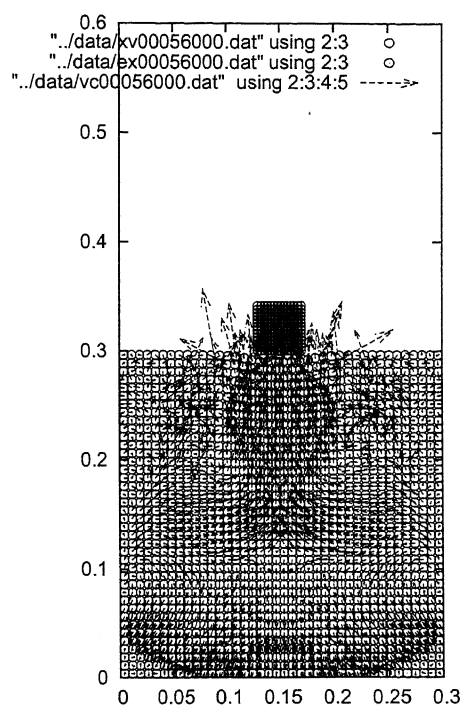


0.002(s) 後

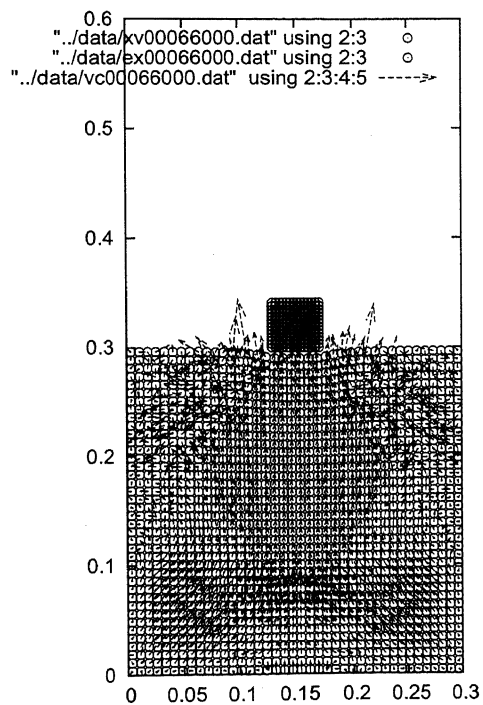
図 4.35 落下質量 834 g、衝突速度 3 m、地盤厚さ 30 cm の場合の地盤のカベクトル (衝突前～0.002 s 後まで)



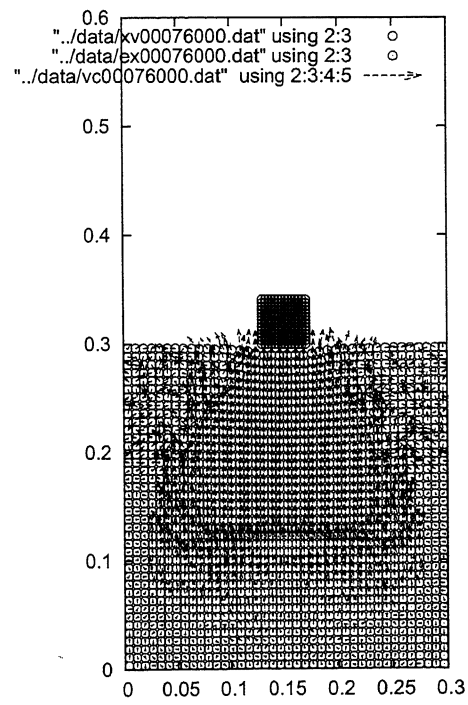
0.003(s) 後



0.004(s) 後

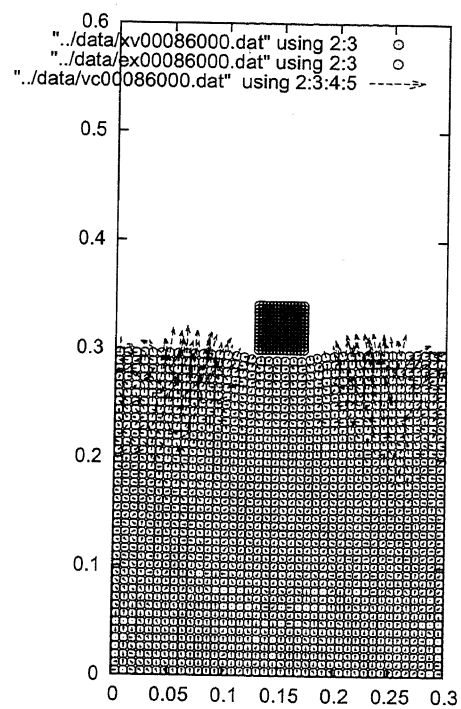


0.005(s) 後

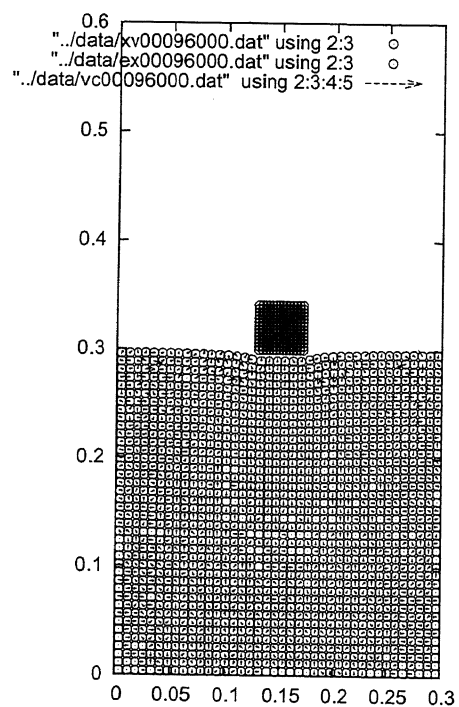


0.006(s) 後

図 4.36 落下質量 834 g、衝突速度 3 m、地盤厚さ 30 cm の場合の地盤の力ベクトル
(衝突から 0.003 s～0.006 s まで)

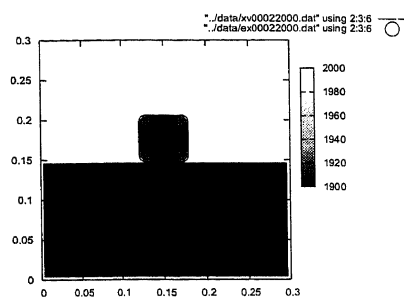


0.007(s) 後

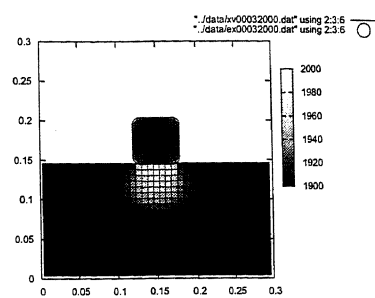


0.008(s) 後

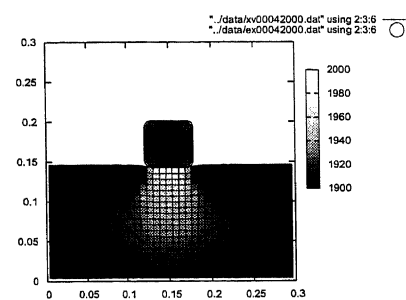
図 4.37 落下質量 834 g、衝突速度 3 m、地盤厚さ 30 cm の場合の地盤の力ベクトル
 (衝突から 0.007 s~0.008 s まで)



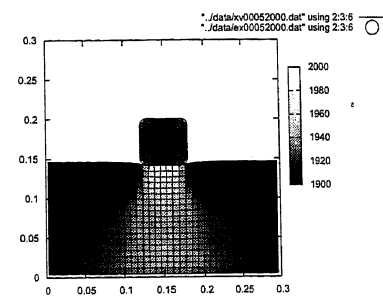
衝突時



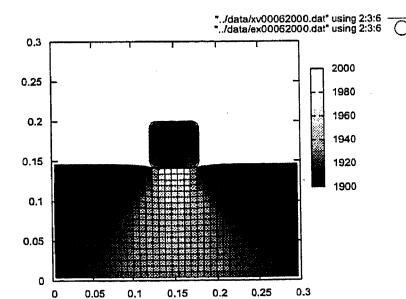
0.001(s) 後



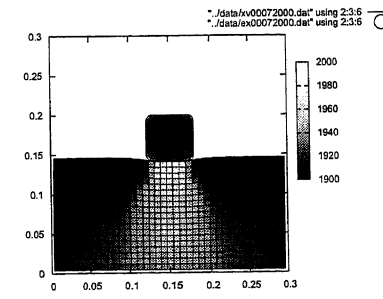
0.002(s) 後



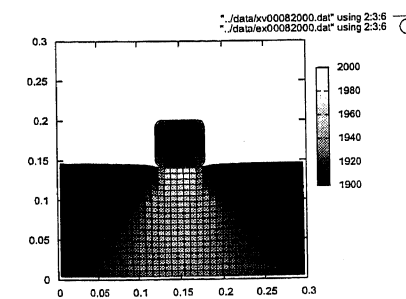
0.003(s) 後



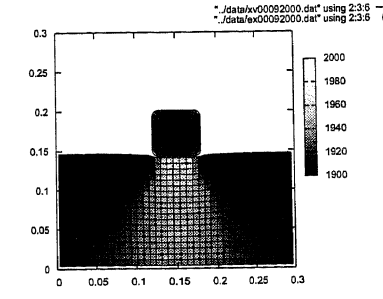
0.004(s) 後



0.005(s) 後



0.006(s) 後



0.007(s) 後

図 4.38 落下質量 834 g、衝突速度 3 m の場合の地盤の力ベクトル

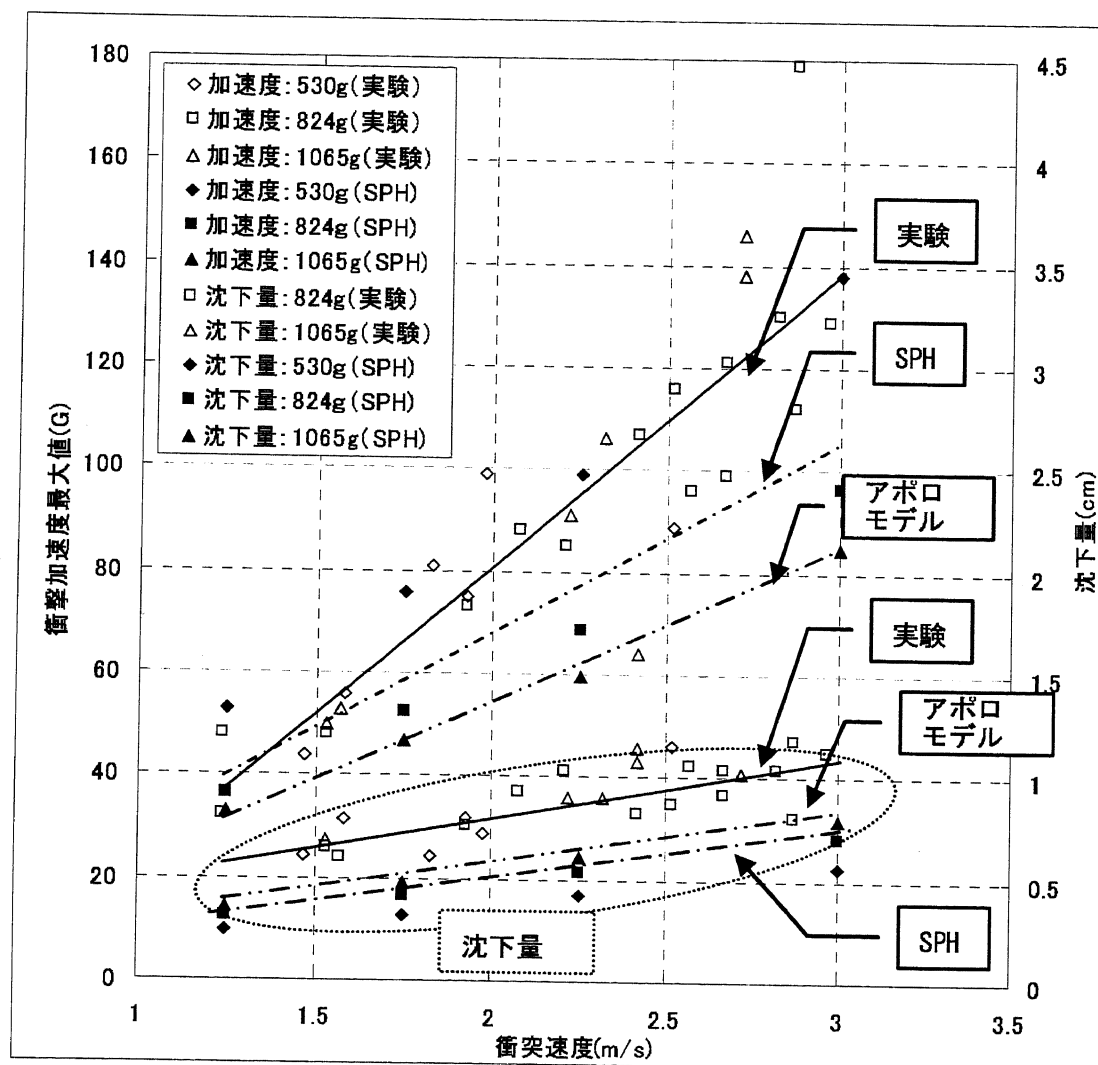


図 4.39 衝撃加速度と沈下量ピークの比較

4.6 結言

本章では、アポロ地盤モデルによるモデル化では再現できなかった実験の状況を再現できるような数値解析法として SPH 法の利用を検討した。地盤をモール・クーロンの破壊条件を持つビンガム流体に衝突体を弾性体としてモデル化し解析を行った結果、以下の項目が明らかになった。

- 衝撃加速度波形は前半と後半とに 2 つのピークを持つ形状となる。衝突速度および落下質量が大きいほど後半のピークが顕著に表れる。
- 衝撃加速度と沈下量は共に衝突速度に比例して増加する。
- 衝撃加速度は落下質量の増加にしたがって減少する。
- 沈下量は落下質量にしたがって増加する。
- 衝撃加速度が継続している時間は、落下質量のみに依存し落下質量が小さいほど短く、衝突速度には影響されない。

SPH 解析結果と実験およびアポロモデルによる計算値と比較して以下の項目が明らかになった。

- 衝撃加速度および沈下量は実験値と同じく衝突速度にしたがって増加する。
- 衝撃加速度は、アポロモデルでは再現できなかった実験に表れた特徴である 2 つのピークを持つ。実験結果からこの原因は特定困難だったが、SPH 解析結果から地盤内部の密度変化および力ベクトルの推移を解析した結果、および地盤厚さを変化させた SPH 解析結果から衝突体直下の地盤密度の上昇と反射波の影響であることがわかった。
- 実験では密度管理の困難さから再現できなかった衝撃加速度および沈下量に対する落下質量の影響が表れた。
- 衝撃加速度と沈下量の時刻歴プロファイルはアポロモデルより実験に近い値を示した。
- 衝撃加速度ピーク値はアポロモデルより実験値に近い値を示し、沈下量ピーク値はアポロモデルとほぼ同じ値を示した。

以上の項目から、SPH 法の本実験への適用について以下の項目が結論として導き出せる。

- SPH 法による数値解析はアポロ地盤モデルによる計算より実験に近い値を示す。
- さらに、実験結果からは明らかにできなかった衝撃加速度に表れる 2 つのピークの原因が特定できた。
- この結果、SPH 法による砂地盤の解析は実験の代わりとして十分に利用できる解

析法であることが示された。

第 5 章

月面着陸時の衝撃加速度の予測

5.1 序言

第4章においてSPH法による衝撃加速度算定の妥当性が示された。本章ではこれまで得られた知見に基づき、SELENE-B 月面着陸機を対象として、実際の月面着陸時に受ける衝撃加速度をSPH法および1/6 G 相似則を用いて予測する。

5.2 月面着陸時の衝撃加速度の予測方法

本研究ではSPH法で地球上での実験結果を予測し、得られた値に1/6G 相似則を用い月面着陸時の衝撃加速度を予測することとする。

対象としてSELENE-B 月着陸実験機を想定する。また、また本論文では垂直方向の速度のみを持つ場合限定しているため、SELENE-B は着地の際の水平方向の衝撃荷重に対応する副脚を持たない構造をしているものと仮定する。つまり、4脚の「炬燵」のような着陸機が月面上の砂地盤に着陸するケースを想定する。

SELENE-B 提案書 [5] によれば、月面に対する垂直方向の最大衝突速度は3m/s と想定されている。これは月面上3m で速度ゼロの状態から自由落下を開始した時の衝突速度となる。したがって、衝突速度3 m/s で4脚接地したケースについてSPH法を用いて計算を行えば、落下質量が小さいほど衝撃加速度は大きくなるので、最大衝撃加速度は1脚当たりの負担質量が最も小さい4脚同時接地した場合に発生することになる。逆に、3 m/s 1脚接地したケースについてSPH法を用いて計算を行えば、接地質量が大きいほど衝撃加速度は小さくなると同時に沈下量が大きくなるので、最大沈下量は1脚当たりの負担質量が最も大きい1脚接地した場合に発生することとなる。

SELENE-B 提案書によれば、SELENE-B のドライ重量は520 kg なので、4脚同時接地の場合は1脚あたり130 kg の質量を負担したことになり、地球上1G 環境で実験する場合は1/6 G 相似則を用いて、約620 g に、1脚接地の場合は約2410 g の落下質量での実験に相当することになる。SPH法の数値計算では、第4章で得られた知見に基づき、底面からの反射波の影響がでないよう、実験より深い地盤厚さを持つモデルにて数値計算を行う。そして得られた値に2章で示したように、衝撃加速度、沈下量、時間それぞれに1/6 G 相似則を用いて月面での衝撃加速度を予測する。

5.3 月面着陸時の衝撃加速度予測値

着陸時の衝撃加速度は、本章までの考察から、衝突速度に比例し落下質量に反比例し、沈下量は衝突加速度に反比例することがわかっている。したがって、衝撃加速度の最大値は1脚あたりの負担質量が小さい4脚同時接地時に発生し、沈下量の最大値は、1脚あ

たりの負担質量が大きいため衝撃加速度が小さくなる 1 脚接地時に発生する。図 5.1 に SELENE-B が衝突速度 3 m/s で月面に 4 脚同時接地状態で着陸した場合の衝撃加速度および予測値を示す。図 5.1 から、4 脚接地の場合の最大衝撃加速度および最大沈下量はそれぞれ 21 G および 3.3 cm となる。

図 5.2 に、同じく衝突速度 3 m/s で、今度は月面に 1 脚接地状態で着陸した場合の衝撃加速度および予測値を示す。図 5.2 から、1 脚接地の場合の最大衝撃加速度および最大沈下量はそれぞれ 8 G および 7.4 cm となる。

したがって、SELENE-B の月面への着陸時に発生する最大衝撃加速度と最大沈下量は以下ようになる。

最大衝撃加速度 4 脚同時接地の時に最大衝撃加速度を示し、その値は 21 G。

最大沈下量 1 脚接地の時に最大沈下量を示し、その値は 7.4 cm。

算定された衝撃加速度は、この予測値を基に地盤反力とし脚に仕込まれるであろうハニカムコアなどを利用した衝撃吸収機構の設計に利用できる。

SELENE-B の着陸脚に対する設計要求として、接地衝撃が 10 G 以内とされているので、図 5.1 に示す 4 脚同時接地時の衝撃加速度のグラフで 10 G 以上になる加速度部分に相当する衝突エネルギーを、ハニカムコアなどの着陸衝撃吸収機構で吸収すれば良いことになる。その考え方を図 5.3 に示す。

図 5.3 において、衝撃加速度が 10 G に至るまでは月面上の砂地盤のみで衝突エネルギーを吸収する。10 G 以上になると砂 + 衝撃吸収機構で衝突エネルギーを吸収するようになる。そのエネルギーに相当する部分を図中の 10 G 以上の部分 A で示す。10 G になると衝撃力吸収を始める衝撃吸収機構が脚に装備されているとすれば、その衝撃吸収機構が働いている間は、衝撃加速度は常に 10 G を保ち推移する。その時間は、10 G 以上に相当するエネルギー部分 A を、10 G のラインで均すことで、つまり、10 G 以上の部分 A が 10 G 以下の部分 A に変換されると考えることで求められる。その際、砂と着陸衝撃吸収機構のエネルギー吸収の分担はどの程度になるのかについては、着陸衝撃機構のエネルギー吸収能力を模擬したモデルを使った解析を行い求めなければならない。もちろんその際、4 章で示した SPH 法による砂の解析は強力なツールとして使うことができる。

また、2 章で行ったような実験から着陸衝撃機構の能力算定を行う場合は、例えばハニカムコアを用いて衝撃吸収する着陸脚の場合は、1/6 G 相似則を使えば、1/6 スケール縮小模型を作成する際に必要となるハニカムコアのクラッシュ荷重を月面での許容される接地衝撃に応じて算定して縮小模型を作り実験すればよいことになる。

図 5.2 をからは、1 脚接地の場合衝撃加速度は常に 10 G 以上にはならないことがわかる。このため、極端に言えば、1 脚接地の場合は着陸衝撃機構がいらないことになる。しかし、その代わり沈下量は大きくなるため、もし横速度がある場合などは転倒の危険が高まる可能性もあり、ローバーなど着陸後に月面に降ろさなければならない実験装置が搭載

されている場合は、着陸後の着陸機の姿勢に係わらず確実に月面に降ろせる仕組みが必要になるかもしれない。

このような転倒可能性、着陸後の姿勢安定性などを検討する場合、着陸脚システム全体をモデル化した解析が必要で、その際も 4 章で示した SPH 法は有効な手段となる。また、前述したように 1/6 G 相似則に基づき作成した 1/6 スケールの着陸機モデルを用いた実験も有効な手段となる。

また図 5.2 に示した 1 脚接地の場合、実際の着陸では横速度の影響や第 2 番目の脚接地の影響があるためこの予測値ほどは沈下しないものと考えられる。例えば 15 度の斜面に垂直に降下し第 1 脚が接地したあと対角の脚が次に接地する場合を考えると、図 5.2 に示す SELENE-B の対角脚間距離と斜面の角度から、第 2 脚は月地盤から 90cm 離れていることになるので、衝突速度を考慮すれば第 1 脚の着地後約 0.3 秒後に第 2 脚が設置することになる。このときの第 1 脚の沈下量は約 5.3 cm 程度になる。

沈下量については、今までに月面に着陸した探査機のデータを見ると、例えば、Surveyor シリーズでの着陸パット沈下量は最大で 7 cm 程度と記録されている [64] [65] [66] [67]。Surveyor シリーズは 3 脚の着陸システムを持ち垂直方向の着陸速度は 1.5~4.2 m/s で SELENE-B の上限値 3 m/s より速い場合も含まれるが、着陸時重量は約 280 kg で、本章で対象とした SELENE-B 着陸機の 4 脚接地の場合より 1 脚当たりの質量は小さい。沈下量が増大することは砂の衝撃吸収能力をより積極的に利用することであり、もしかすると、衝撃吸収機構がいらない簡易な着陸脚設計ができるかもしれない。もし積極的に砂の衝撃吸収能力をもっと積極的に使った着陸機構を設定するならば、第 1 章で既存の研究で紹介した重錘落下による地盤の締固めに関する研究からわかるように着陸パットの径を小さくすれば良い。

いずれにしても砂の衝撃吸収能力を積極的に使うということは、それだけ沈下量を許容するシステムにする必要があり、着陸システム全体の設計と関連する話であり今後の課題である。

最後に、今後の月面着陸で最も現実的と考えられる 4 脚接地の場合で、衝撃加速度が 10 G 以内に収まる衝突速度はどの程度なのかについて SPH 法で計算した例を示す。

図 5.6 は衝突速度 1.25 m/s で月面に 4 脚同時接地した場合の解析例である。この時、衝撃加速度は 10 G 以内に収まっており、理論的には着陸衝撃吸収機構無しでも、着陸時の衝撃を着陸脚に対する接地衝撃要求以内に収まることが可能である。この衝突速度は月面上 50 cm から速度ゼロで自由落下したときの衝突速度に相当する。月面から 50 cm というのは月面から着陸パット底面までの距離が 50 cm であるので、着陸用エンジンノズル先端からの距離に換算すれば、図 5.6 に示すように、SELENE-B の場合、月面からエンジンノズル先端まで 110 cm の地点で速度ゼロで自由落下をした場合に相当する。

5.3.1 結語

いままで得られた知見を利用し、SELENE-B 着陸機を対象に月面着陸時の衝撃加速度算定を SPH 法と $1/6 G$ 相似則を用いて行った。衝突速度を SELENE-B で想定される最大値 3 m/s とし 4 脚同時接地の場合と 1 脚接地の場合について解析した結果、衝撃加速度は 4 脚接地の場合で $21 G$ に、最大沈下量は 1 脚接地の場合で 7.4 cm になった。

また、衝突速度 3 m/s で 1 脚接地した場合、衝撃荷重は SELENE-B の着陸脚設計要求である接地衝撃 $10 G$ 以上にはならず、この場合は着陸衝撃吸収機構が不要になる。また、4 脚接地の場合で着陸衝撃吸収機構がなくとも接地衝撃 $10 G$ 以内に収まるのは衝突速度が 1.25 m/s 程度であることがわかった。

着陸時の衝撃加速度と沈下量は反比例の関係にあり、脚にどの程度の着陸衝撃吸収機構を持たせどの程度の沈下量を許容するかは着陸時の安定性と密接に関連する問題である。その際は 2 章で示した $1/6 G$ 相似則に基づき作成した縮小模型による実験による算定法、また 4 章で示した SPH 法を用いた着陸機全体システムをモデル化した解析による算定法を用いて解を得ることができる。

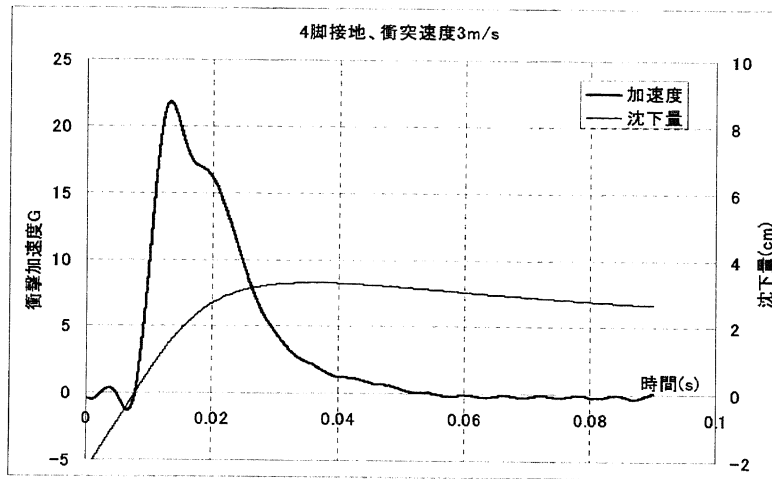


図 5.1 SELENE-B 着陸時の衝撃加速度と沈下量の予測:4 脚接地、衝突速度 3 m/s の場合

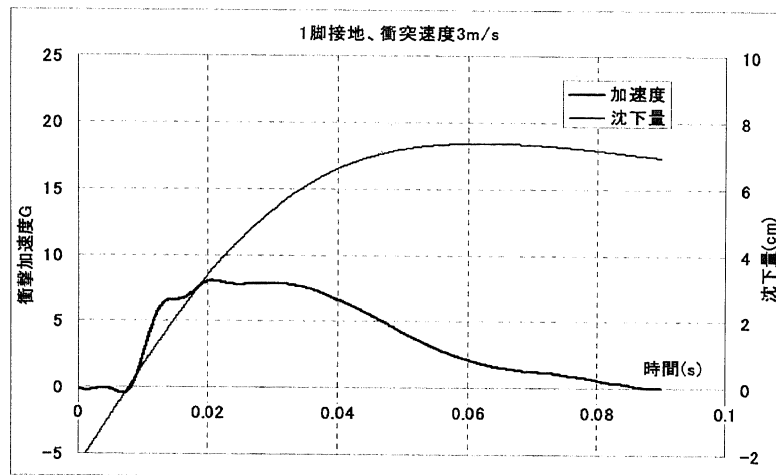


図 5.2 SELENE-B 着陸時の衝撃加速度と沈下量の予測:1 脚接地、衝突速度 3 m/s の場合

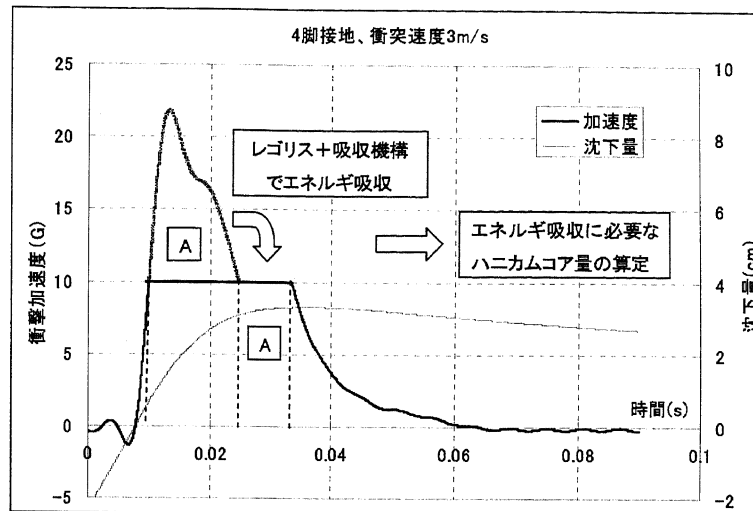


図 5.3 4 脚接地、衝突速度 3 m/s の場合のハニカムコア量の検討

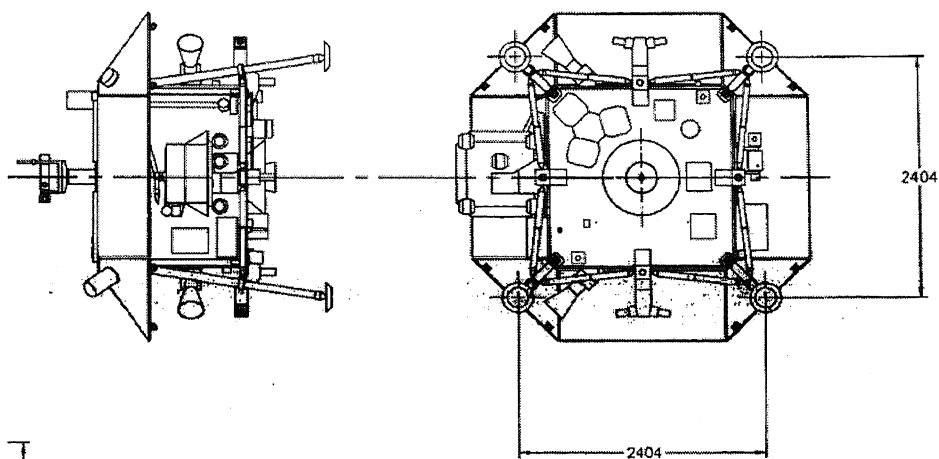


図 5.4 SELENE-B 着陸脚間隔

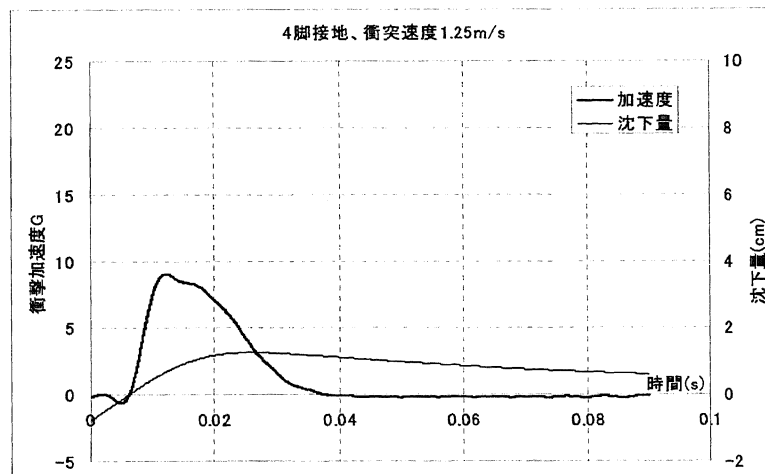


図 5.5 SELENE-B 着陸時の衝撃加速度と沈下量の予測:4 脚接地、衝突速度 1.25 m/s の場合

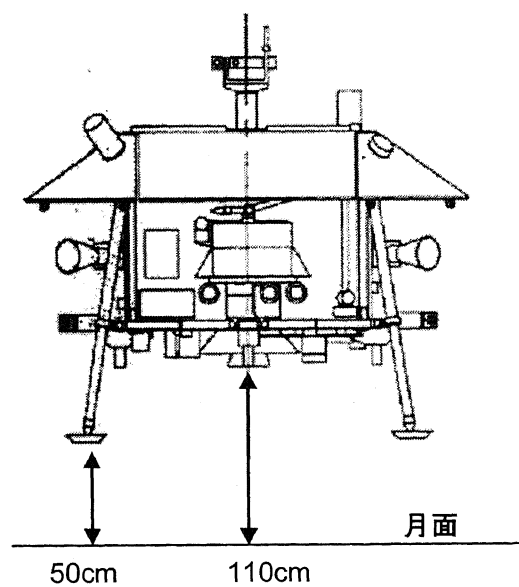


図 5.6 月面衝突速度 1.25 m/s の場合

第 6 章

結論

本研究では、月惑星上砂地盤への着陸衝撃力および沈下量を事前に算定する方法について検討した。

月惑星上に堆積している砂の様な粉粒体は、変形時に連続体的挙動から非連続体的挙動を示すため、解析的に解くのは難しい。そのため地盤と機械との相互作用について研究しているテラメカニクス分野では、解析対象を模擬した実験から相互作用を求める場合が多い。そして、多数のパラメータ実験を行い得られた実験結果から地盤をモデル化し半経験式を導きけば、実験以外の条件でも地盤の変形および抵抗を求められるようになる。

本研究では、解析対象を月面への着陸とし、まずは月面への着陸を対象とした模擬実験を行った。そして得られた結果に $1/6\text{ G}$ 相似則を適用して月面上砂地盤への着陸衝撃力を求める方法を示した。

地盤のモデル化については、アポロ計画で作られた地盤モデルの本実験への適用について検討した。その結果、アポロ地盤モデル内の係数を今回解析対象とした SELENE-B のフットパット径に応じて変更することで、衝撃加速度ピーク値および沈下量ピークが実験と良い一致を示すことがわかった。

しかし月面を対象とした実験は、真空槽の中で行う必要があり非常に手間がかかる実験であり、また地盤のモデル化を用いた計算結果も衝撃加速度および沈下量ピーク後では実験の結果と必ずしも良く一致しない。また地盤モデルはモデル化の際の実験パラメータ以外の状況に対する解を得たい場合は、また最初から実験を行いモデル化を再検討しなくてはならない。したがって、何らかの数値解析で実験結果を補うことができれば利用価値が高い。

そこで連続体的挙動から非連続体的挙動まで表すことができる SPH 法を用いた砂地盤への衝突現象の解析方法を提案した。SPH 法は圧縮性流体の解析法として開発された数値解析方法で、銀河系の形成など天体物理の問題解決や、最近では、非圧縮性流体解析、構造解析など適用範囲が広がっているが、砂地盤への衝突題に SPH 法を適用した例は本研究が初である。本研究では地盤をモール・クーロンの破壊基準を降伏条件として持つビンガム流体と仮定し、本研究で行った実験を対象とした数値解析を行い良い一致を得た。

以下に本研究で得られた成果を各章ごとにまとめる。

第 1 章では、砂の様な粉粒体の解析方法について、テラメカニクス分野とアポロ計画での取り組みを中心に既存の研究についてまとめた。まず、テラメカニクス分野で月面着陸と同じような現象を対象にした研究として、重錘落下による地盤の締固め効果の研究についてまとめた。これらの研究では、様々な密度の地盤に異なる質量の重錘を落下させ、重錘が地盤に衝突する際の衝撃力と沈下量が計測されている。これらの研究結果から、落下質量に対して衝撃加速度ピーク値は反比例し、衝撃加速度が持続している時間は比例する、衝突速度に対して衝撃加速度ピーク値は比例する、などの知見が得られている。また、密度が高い地盤に落下した場合には衝撃加速度は 1 つのピークを持ち、さらに落下質

量の違いは衝撃加速度持続時間にあまり影響しなくなり、密度が低い地盤に落下した場合は、落下後に周囲の地盤が締固められ地盤の抵抗が増加するために衝撃加速度は2つのピークを持つ、などの知見が得られている。衝突体底面形状の影響については、落下質量と衝突速度が同じであれば衝撃加速度ピーク値は底面の断面積に依存するが、衝撃加速度ピークに至るプロファイルは、底面形状によって異なるなどの知見が得られている。

次に、テラメカニクス分野で最近行われ始めてきたレゴリスシミュラントを対象にした実験についてまとめた。まず、深川らのレゴリスシミュラントの地盤の掘削実験結果から、テラメカニクス分野で一般的に用いられる砂(豊浦標準砂)とレゴリスシミュラントの物性の違いから、既存の掘削抵抗機構のモデル化から導かれた半経験式ではレゴリスシミュラントの実験結果を表すことが難しく、深川らの場合は粘着力パラメータをゼロにすると良い一致を示したことが報告されている。また、土の締固め理論を用いた数値計算を本研究で行った実験に適用した荒川の研究についてまとめた。荒川の研究では、地盤の密度を表面から地中へ次第に密にしていくことで、計算値の2倍以内に衝撃加速度が収まることが報告されている。

第2章では、第1章で得られた知見に基づき、月面着陸時の着陸衝撃力と沈下量を実験的に求める方法として、テラメカニクスで用いられている方法と同じように、実験から解を求める方法について検討した。実験対象としては、2002年にまとめられた月軟着陸実験計画(SELENE-B)提案書に基づき、直径30cmの着陸パッドを選定した。そして月面を模擬するため、レゴリスシミュラントで作成した地盤を真空槽内に設置し、1/6 G相似則に基づき1/6スケールで作成した着陸パッドを模擬した試験体を、真空槽内で作成した地盤に落下させる垂直落下実験を行い、衝突時の衝撃加速度と沈下量を計測した。実験パラメータは衝突速度と着陸パッドモデルの質量とした。衝突速度は1.2~3 m/s、パッドの質量は530、824、1065 gとした。この衝突速度は、月軟着陸実験提案書内で想定される着陸時の速度範囲に相当する。このパッドの質量は、月面換算で1脚当たり115、178、230 kgの質量を負担することに相当し、月面に4~2脚で同時接地した場合に相当する。

まず予備試験として、真空の影響と衝突体底面形状の影響について実験した結果、真空中で計測した衝撃加速度ピーク値は大気中での計測値より4割程度増加し、平らな底面より、皿型、球形、円錐の底面の方が衝撃加速度が小さくなるということが明らかになった。

真空中での計測結果の方が衝撃加速度ピーク値が大きくなる点については、大気中でクッションの役割を果たす空気が真空中では存在しないためと考えられる。底面形状の影響があったことについては、テラメカニクス分野での既存の実験結果と異なる結果を示した。

次に、本実験として、落下させる試験体を円柱形状に絞り、落下質量と衝突速度、砂の密度を変化させ真空中での垂直落下実験を行った。その結果、地盤が密な場合も緩い場合も、衝撃加速度ピーク値に対する落下質量の影響が明確に現れない、地盤が密な場合も緩

い場合も衝撃加速度、沈下量は衝突速度に大きく依存する、衝撃加速度、沈下量は地盤密度に大きく依存する、などが明らかになった。また、密な砂の場合でも、衝撃加速度には、2つのピークが現れるケースが多いことが明らかになった。

これらの理由として、衝撃加速度に2つのピークが現れる点については、既存の実験結果から緩い地盤での実験結果に見られる特徴と一致している。この原因は2つ考えられる。まず、レゴリスシミュラントは締固められやすい特徴を持つため、衝突後の地盤密度の増加により地盤の強度が増加することである。次に、本実験で用いた真空槽のサイズの制限から地盤厚さが15cmだったため衝突後に発生した衝撃波が底面から跳ね返る反射波となることである。実験結果から得られる情報ではどちらの影響か判断できなかった。また、落下質量の影響が衝撃加速度ピーク値に明確に現れない点については、本実験では、特定の密度にセットした地盤を真空槽内に設置し真空引きを行わなければならなかったため、その際に粒子間の大気が真空引きされ、制御できない地盤密度の変化が生じたことが原因と考えている。

第3章では、テラメカニックスで用いられているように、多数の実験から地盤をモデル化し半径経験式を導き、実験をしなくても解を得られる算定法について検討した。本実験は、真空槽の中で行う必要があるので非常に手間がかかり、多数のパラメータ実験は難しかったため、本研究では、アポロ計画で作成された地盤モデルの本実験への適用について検討した。アポロ計画では対象としたフットパットの径が93cmと本実験の約3倍であったが、地盤モデルのパラメータを修正することにより、本実験への適用を試みた。

その結果、実験でははっきりしなかった衝撃加速度ピーク値に対する落下質量の影響が明確に表れた。すなわち衝突速度が同じ場合、質量が大きい場合ほど衝撃加速度が小さくなった。また、衝撃加速度および沈下量は衝突速度および地盤密度に大きく依存するという本実験と同じ傾向を示すことができたが、衝撃加速度および沈下量は実験と比べると若干低い値を示した。

また、本実験にて観察された落下直後に周囲の地盤が締固められることを原因とする2つのピークを持つ衝撃加速度の時刻歴の形状は再現されず、全ての結果で1つのピークを持つ衝撃加速度形状となった。また沈下量の時刻歴の形状についても、沈下量がピーク値を示したのち急速に減少し最終的な沈下量は実験よりかなり小さい値を示した。

上記の結果よりアポロ地盤モデルの本実験への適用性について以下の事柄が明らかになった。

- アポロ地盤モデルは本実験が対象としたフットパット径(30cm)の場合でもパラメータを修正することで、実験とほぼ同じ衝撃加速度ピーク値、沈下量ピーク値を示す。
- 実験では地盤の密度管理の困難さから明確に現れなかった衝撃加速度に対する落下

質量の影響が明確に表れた。

- アポロ地盤モデルは地盤を2質点系バネマスモデルでモデル化しているため、実験で多く見られた2つのピークを持つ衝撃加速度形状を再現することは難しい。

上記の結果より、アポロ地盤モデルは、衝撃加速度と沈下量のピーク値の算定法としては使えることが確かめられた。

第4章では、地盤のモデル化による半経験式よりも適用性が高い算定法を確立するため、連続体から非連続体まで表すことが可能なSPH法を用い、本実験の数値解析を試みた。解析においては地盤をモール・クーロンの破壊基準を降伏条件として持つビンガム流体と仮定し、密度と圧力を表す状態方程式にはアポロ12号のリターンサンプルを使った密な状態の月の砂に対する圧縮試験から得られた関係式を用いた。SPH法による解析は、本来であれば3次元モデルでおこなうの良いが、計算負荷の増大を考慮しまた今後の斜め衝突への発展性も視野に入れ2次元平面ひずみモデルで解析した。極座標および3次元モデルでの解析は今後の課題としたい。

SPH解析の結果、実験では明確に表れなかった衝撃加速度ピーク値に対する落下質量の影響が、アポロ地盤モデルを用いた場合と同様に明確に表れた。すなわち落下速度が同じ場合、質量が大きい場合ほど小さい衝撃加速度を示した。また本実験と同じく、衝撃加速度および沈下量は衝突速度に大きく依存した。衝撃加速度ピーク値については衝突速度が小さい場合(1.25 m/s)は実験と良い一致を示し、衝撃加速度が大きい場合は実験と比べやや低めの値を示した。また、衝撃加速度ピーク値はアポロ地盤モデルより実験に近い値を示した。衝撃加速度の時刻歴の形状は、実験にて観察されたように2つのピークを持つ衝撃加速度形状が再現された。この原因として、衝突後の地盤密度の上昇と底面からの反射波の2つの要因が考えられたが、SPH解析結果から地盤の密度変化の推移および地盤粒子の力ベクトル変化の推移から両方の影響で発生していることが確かめられた。また、衝撃加速度における第1ピークは反射波の影響を受けていないことが確認できたので、衝突時に地盤から受ける衝撃力として第1ピークを用いればよいことが確認された。沈下量については、ピーク値はアポロ地盤モデルとほぼ同じ結果を示し、ピーク値を示した後の沈下量の推移は、アポロ地盤モデルの場合のように急速に減少することではなく、実験とほぼ同じ推移を示した。

上記の結果よりSPH法を用いた数値解析の本実験への適用性について以下の事柄が明らかになった。

- SPH法を用いた数値解析は、アポロ地盤モデルより実験に近い衝撃加速度を示し、特に衝突速度が小さい場合はほぼ実験値と同じ値を示した。
- SPH法を用いた数値解析は、沈下量ピーク値についてはアポロ地盤モデルによる予測とほぼ同じ値を示し、沈下量ピーク値以降の沈下量の変化は実験値とほぼ同じ

推移を示した。

- 実験では、地盤の密度管理の困難さから明確に現れなかった、衝撃加速度に対する落下質量の影響を表すことができた。
- SPH 法を用いた数値解析は、アポロ地盤モデルでは表現できない、衝突後の地盤の密度上昇および底面からの反射波を原因とする 2 つのピークを持つ衝撃加速度形状を再現できた。
- その際、衝撃加速度時刻歴形状における第 1 ピークは底面からの反射波の影響を浮けていないことが確認され、衝突時に地盤から受ける衝撃力としては第 1 ピークを用いればよいことがわかった。

上記の結果より SPH 法による数値解析は、レゴリスシミュラントの特性を良く表現でき、2 つのピークを持つ衝撃加速度の形状なども表現できるなど、アポロ地盤モデルより幅広い適用性がある解析法であることが確かめられた。

第 5 章では、これまでに得られた知見を用い、SELENE-B を対象として、垂直方向のみ速度を持つような落下ケースにおける月面着陸時の衝撃加速度および沈下量の予測を行った。

SELENE-B では垂直方向の衝突速度を 3 m/s 以内としているので、垂直方向のみの速度がある場合のクリテリカルケースとして、衝突速度を 3 m/s とし、ドライ質量 520 kg の SELENE-B が月面に 4 脚同時接地する場合と 1 脚接地する場合の SPH 解析を行った。SPH 解析は地球上での実験を想定して行い、得られた結果に 1/6 G 相似則を適用して月面での衝撃加速度および沈下量を予測した。

その結果、以下の結果が得られた。

最大衝撃加速度 4 脚同時接地の時に最大衝撃加速度を示し、その値は 21 G。

最大沈下量 1 脚接地の時に最大沈下量を示し、その値は 7.4 cm。

この結果、衝突速度 3 m/s で 1 脚接地の場合は、SELENE-B の着陸脚に対する設計要求である接地衝撃 10 G 以内という値を、脚に衝撃吸収機構がなくても実現できることがわかった。また 4 脚接地した場合に、同じように脚に衝撃吸収機構がなくても接地衝撃 10 G 以内になる衝突速度は、約 1.25 m/s であることがわかった。

本研究において検討した月惑星上砂地盤への着陸衝撃力および沈下量を事前に算定する方法についてまとめると以下ようになる。

実験から着陸衝撃力を求める方法は、テラメカニクス分野で行われているように実績があり、まず検討すべき方法と考えられる。しかし、真空槽内で行う月を対象とした実験

では密度の管理が難しいため、本研究で行った実験でも落下質量の影響が明確に現れないなどの難点があることがわかった。

地盤のモデル化に際しては、アポロモデルで作られた地盤モデルを利用することが可能で、本研究の実験でも表せなかった落下質量の影響も表すことができることがわかった。しかし、このモデルでは、衝撃加速度および沈下量がそれぞれのピークを向かえた後、急激に減少し、実験結果と大きく異なる結果となる点には注意が必要である。

実験による算定法およびアポロ地盤モデルによる算定法より適用性が高い算定法を確立するため、圧縮性流体の解析法として開発された SPH 法を、世界で初めて地盤への衝突問題へ適用することを試みた。その結果、アポロ地盤モデルで表せなかった実験の特徴も表すことができることで、また実験で生じた疑問点に対し、SPH 法により実験条件を変化させた解析を行うことで、その原因を特定することができた。

SPH 法は現在様々な現象に対して適用範囲が広がりつつある方法であり、その特徴として連続体的挙動から非連続体的挙動まで表すことができるため、例えば着陸機が月面に対して斜めに衝突する際の機体の安定性から月の砂の飛散範囲までの解析なども可能と考えられる。今後活発になると思われる月の利用に係わる問題に関しても、月の砂の掘削、運搬方法など月の砂に係わる問題は数多い。SPH 法を用いた砂の解析は、本研究において適用性が示された衝突問題以外にも幅広い適用性を持つと考えられ、今後の発展が期待される方法と言えよう。

また、今回、月に着陸する SELENE-B 探査機を対象として実験による算定法、アポロ地盤モデルによる算定法、SPH 法を用いた数値計算による算定法を示したが、これらの方法は、月面だけでなく他の惑星への着陸時さらには着陸以外の月惑星上に堆積する砂に係わる諸問題の際にも応用できる方法であり、今後の月惑星探査技術の開発において有効な手段となると考えられる。

参考文献

- [1] JAXA. セレーネホームページ. <http://www.selene.jaxa.jp/>.
- [2] WHITE HOUSE ホームページ. <http://www.whitehouse.gov/news/release/2004/01/20040114-3.html>.
- [3] SCIENCE@NASA. En route to mars, the moon. <http://scienc.nasa.gov/>.
- [4] 田中孝, 笈田昭. 車両・機械と土系の力学—テラメカニクス—, 10 章, pp. 223–243. 学文社, 1993.
- [5] SELENE-B 検討チーム. 月軟着陸実験計画 (SELENE-B) 提案書. Technical report, ISAS/NAL/NASDA, 11 2002.
- [6] 荒川愛. 着陸時の月面探査機に作用する衝撃力の予測に関する研究. Master's thesis, 京都大学工学部地球工学科土木工学コース, 2005.
- [7] 大島昭彦, 高田直俊. 重錘落下締固めにおける地盤への重錘貫入. 土木学会論文集, Vol. 1997, No. 487/III-26, pp. 61–67, 1994.3.
- [8] 大島昭彦, 高田直俊, 田中善広. 重錘落下による締固め範囲と運動量の関係—単点打撃における密度と強度の増加域—. 土木学会論文集, 554/III-37, pp. 185–196, 1996.12.
- [9] 大島昭彦, 高田直俊, 福本彦吉. 重錘落下締固めにおける重錘挙動と地盤応力. 土木学会論文集, Vol. 38, No. 561/III-38, pp. 215–226, 1997.3.
- [10] 大島昭彦, 高田直俊, 池田通陽, 山崎康弘. 重錘による砂地盤打撃時の重錘加速度と貫入量—重錘の質量と底面積の影響—. 土木学会論文集, Vol. 1997, No. 561/III-38, pp. 227–236, 1997.3.
- [11] 深川良一, 小林泰三, 片木聖樹, 金森洋史, 佐々木健. 砂質地盤の定常掘削機構のモデル化に関する基礎研究. 土木学会第 56 回年次学術講演会, pp. 648–649, 2001.
- [12] 建山和由, 畠昭治郎, 森川勝. 塑性波頭の伝播からみた土の衝撃締固め機構について. 土木学会論文集, Vol. 1992, No. 454/III-20, pp. 37–46, 9 1992.
- [13] Bendix Report #AM-68-1. *Final Report Lunar Module(LM) Soil Mechanics Study*, may 1968.
- [14] Johnson S. W., Smith J. A., Franklin E. G., Morski L. K., and Teal D. J. Gravity and atmospheric pressure effects on crater formation in sand. *Journal of Geophysical Research*, Vol. 74, No. 20, 7 1969.

- [15] Stewart W. Johnson, Anthony P. Pyra, and Dwayne G. Lee. Simulating the effects of gravitational field and atmosphere on behavior of granular media. *Journal of Spacecraft*, Vol. 7, No. 11, pp. 1311–1317, 1970.
- [16] Howard A. Perko and John D. Nelson. Effects of vacuum and reduced gravity bearing capacity. In *SPACE 2000*, pp. 842–850, 2000.
- [17] 高田直俊, 大島昭彦, 池田通陽, 竹内功. 重錘落下締固め工法の遠心模型実験—重錘貫入量と地盤変形—. 土木学会論文集, Vol. 1993, No. 475/III-24, pp. 89–97, 9 1993.
- [18] 林健太郎, 藤井斉昭, 松村伴博, 北條一男. 重力場と遠心力場における動的模型実験の相似則の比較. 土木学会論文集, Vol. 1997, No. 582/III-41, pp. 207–216, 12 1997.
- [19] 木村孟, 日下部治. 講座「遠心模型実験」2. 序論. 土と基礎, Vol. 35, , 11 1987.
- [20] 江守一郎. 模型実験の理論と応用 (第二版), 3 章. 技報堂出版, 1988.
- [21] 香川崇章. 土構造物の模型振動実験における相似則. 土木学会論文報告集, Vol. 275, pp. 69–77, 1978.
- [22] U. J. Blanchard. Characteristics of a lunar landing configuration having various multiple-leg landing-gear arrangements. Technical Report TN D-2027, NASA, 1964.
- [23] H. H. Zupp, G. A. Jr. and Doiron. A mathematical procedure for predicting the touch-down dynamics of a soft-landing vehicle. Technical Report TN D-7045, NASA, 1971.
- [24] 地盤工学会. わかりやすい土質力学原論 第 1 回改訂版, 2 章. 地盤工学会, 1996.
- [25] 地盤工学会. 土質工学ハンドブック, 第 9 章, pp. 340–341. 地盤工学会, 1997.
- [26] G. H. Heiken, D. T. Vaniman, and French B. M. *Lunar Sourcebook*, chapter 7, pp. 285–286. Cambridge University Press, 1991.
- [27] 南和夫, 古藤田喜久雄, 安達健司. 土質・基礎工学, 第 2 章. 鹿島出版会, 1992.
- [28] SCIENCE@NASA. Don't bress the moondust. <http://sciens.nasa.gov/>.
- [29] S. W. Perkins and Madson C. R. Mechanical and load-settlement characteristics of two lunar soil simulants. *Jpurnal of Aerospace Engineering*, Vol. 9, No. 1, pp. 1–9, 1 1996.
- [30] B. M. Willman, W. W. Boles, D. S. Mckay, and Allen C. C. Properties of lunar soil simulant JSC-1. *Journal of Aerospace Engineering*, Vol. 8, No. 2, pp. 77–87, 4 1995.
- [31] J. L. Klosky, S. Sture, and F. Ko, H-Y. Barnes. Mechanical properties of JSC-1 lunar regolith simulant. In *Enrineering, Construction, and Operation in Space V*, pp. 680–688, 1996.
- [32] 金森洋史. 月コンクリートの実現に向けて. コンクリート工学, Vol. 31, No. 6, pp. 13–21, 1993.
- [33] 地盤工学会. 地盤工学ハンドブック, 第 14 章, p. 480. 地盤工学会, 1997.
- [34] 地盤工学会. 地盤工学ハンドブック, 第 9 章, p. 339. 地盤工学会, 1997.
- [35] 振動工学ハンドブック編集委員会. 振動工学ハンドブック, 第 26 章 機械基礎. 養賢堂, 11 1976.

- [36] L.B. Lucy. A numerical approach to the testing of fusion process. *Astronomical Journal*, Vol. 88, pp. 1013–1024, 1977.
- [37] R.A. Gingold and J.J. Monaghan. Smoothed particle hydrodynamics: theory and application to non-spherical stars. *Monthly Notices Royal Astronomical Society*, Vol. 181, pp. 375–389, 1977.
- [38] J.J. Monaghan. Simulating free surface flow with SPH. *Journal of Computational Physics*, Vol. 110, No. 2, pp. 339–406, 1994.
- [39] L.D. Libersky and A.G. Petschek. Smooth particle hydrodynamics with strength of materials. advances in the free lagrange method. *Lecture Notes in Physics*, Vol. 396, pp. 248–257, 1990.
- [40] L.D. Libersky, A.G. Petschek, T.C. Carney, J.R. Hipp, and F.A. Allahahdai. High strain lagrangian hydrodynamics: A three-dimensional sph code for dynamic material response. *Journal of Computational Physics*, Vol. 109, No. Issue1, pp. pp67–75, November 1992.
- [41] 酒井讓, 山下彰彦. SPH 理論に基づく粒子法による構造解析の基礎検討. 日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 67, pp. 7–16, 2001.
- [42] 宋武燮, 酒井讓, 山下彰彦. SPH 法による弾塑性解析手法の検討. 日本機械学会論文集 (A 編), Vol. 68, pp. 80–86, 2002.
- [43] 小川陽子, 田中真. SPH 法を用いたデブリの衝突解析. 日本機械学会第 13 回計算力学講演会講演論文集, pp. 3–4, 2000.
- [44] 関根英樹, 伊藤亮, 新館恭嗣. 改良 SPH 法による固体-固体超高速衝突破壊の数値解析と二重構造デブリシールドの防御性能の評価. 日本機械学会論文集 (A 編), 71 巻, 701 号, pp. 80–88, 2005.
- [45] 小柴公也, 神谷哲介, 藤山大士, 上田恵嗣, 藤原俊隆. 粒子法を用いたぜい性材料の拘束衝突シミュレーション. 日本材料学会誌, Vol. 47, No. 8, pp. 825–829, August 1998.
- [46] Tomohiro Sugino and Shinich Yuu. Numerical analysis of a fine powder flow using smoothed particle method and experimental verification. *Chemical Engineering Science*, Vol. 57, pp. 227–237, 2002.
- [47] 杉野友洋, 湯晋一. Smoothed particle hydrodynamics (SPH) 法による粒状体の流れ解析と実験との比較. 日本機械学会論文集 (B 編), 69 巻, 682 号, pp. 52–59, 2003.
- [48] 崎原康平, 伊良波繁雄, 入部綱清, 富山潤. SPH 法によるフレッシュコンクリートの流動解析. コンクリート工学年次論文集, Vol. 26, No. 1, pp. 1149–1154, 2004.
- [49] 坂井守, 前田健一. 固・液・気相の相互作用を考慮した sph 法による浸透破壊解析法の開発. 第 38 回地盤工学研究発表会, pp. 1203–1204, 7 月 2003.
- [50] 前田健一, 坂井守, 坂井宏隆. SPH 法を用いた地盤の浸透破壊解析法の開発. 第 54 会理論応用力学講演会, pp. 469–470, 1 月 2005.

- [51] G.R. Liu and M.B. Liu. *Smoothed Particle Hydrodynamics*, chapter 4, p. 141. World Scientific, 2005.
- [52] J. C. Martin and W. J. Moyce. An experimental study of the collapse of liquid columns on a rigid horizontal plane. *Philosophical Transaction of the Royal Society of Londn. Series A, Mathematical and Physical Science*, Vol. 224, No. 882, pp. 332–324, 1952.
- [53] S. Koshizuka, H. Tamako, and Y. Oka. A particle method for incompressible viscius flow with fluid fragmentation. *Journal of Computational Fluid Dynamics*, Vol. 4, No. 1, pp. 29–46, 1995.
- [54] S. Koshizuka and Y. Oka. Moving-particle semi-implicit method for fragmentation of incompressible fluid. *Nuclear Science and Engineering*, Vol. 123, No. 3, pp. 421–434, 1996.
- [55] 南和夫, 古藤田喜久雄, 安達健司. 土質・基礎工学, 第 6 章 地盤の支持力, p. 119. 鹿島出版会, 1992.
- [56] 土質工学会. 支持力入門, 第 1 章 地球が支える構造物, p. 18. 土質工学会, 1985.
- [57] k. Suburata and R.L. Kushwara. Dynamic modering of soil-tool interaction: An overview from a fluid flow perspectiv. *Journal of Terramechanics*, Vol. 43, pp. 411–425, 2006.
- [58] 入部綱清, 伊良波繁雄, 富山潤, 松原仁. フレッシュコンクリートの流動問題への粒子法の適用. コンクリート工学年次論文集, Vol. 25, No. 1, pp. 905–910, 2003.
- [59] 入部綱清, 富山潤, 松原仁, 伊良波繁雄, 山田義智. 粒子法によるビンガム流体の流動解析. 土木学会第 58 回年次学術講演会, pp. 1047–1048, 2004.
- [60] 渦岡亮介, 八嶋厚, 川上哲太郎. 液状化地盤の流体的挙動に関する解析的考察. 地震時の地盤・土構造物の流体特性と永久変形に関するシンポジウム, pp. 417–420. 地盤工学会, 1998.
- [61] 棚橋隆彦. 連続体の力学 (2), 4 章, pp. 109–110. 理工図書, 1986.
- [62] 久保田俊明. 非線型有限要素法解析のためのテンソル解析の基礎, 4 章. 丸善, 1996.
- [63] J.J. Monaghan. SPH without a tensile instability. *Journal of Computational Physics*, Vol. 159, pp. 290–311, 2000.
- [64] NASA SP-146. *Surveyor III A Preliminary Report*, 1967.
- [65] NASA SP-163. *Surveyor V A Preliminary Report*, 1967.
- [66] NASA SP-168. *Surveyor VI A Preliminary Report*, 1968.
- [67] NASA SP-173. *Surveyor VII A Preliminary Report*, 1968.

発表論文一覧

学会誌での発表

- 横山隆明、樋口 健、月面着陸時の衝撃力算定における SPH 法の利用、宇宙技術、vol.6、pp9-16、2007

口頭発表 (国際学会)

- Takaaki. Yokoyama, Hiroshi. Kanamori, Ken. Higuchi. Estimate of Impact Force at Landing on Lunar Surface with Scale Model Experiment. 5th International Symposium on Scale Modeling (ISSM-V), 2006
- Takaaki. Yokoyama, Ken. Higuchi, Estimate of Impact Force at Landing on Lunar Surface by SPH Method. 11th ASCE Aerospace Division International Conference on Engineering, Construction and Operations in Challenging Environments (Earth and Space Conference 2008)

口頭発表 (国内学会)

- 横山隆明、青木 滋、宮原 啓、樋口 健、月面着陸時の衝撃力に関する実験検討、第 48 回宇宙科学技術講演会論文集、p1318-1320、2004
- 第 49 回宇科連：月面着陸時の衝撃力に関する実験的検討、第 49 回宇宙科学技術講演会論文集、p1029-1030、2005
- 横山隆明、樋口 健、月面着陸時の衝撃力算定に関する実験的検討、第 21 回宇宙構造・材料シンポジウム後刷集、pp16-19、2005
- 横山隆明、樋口 健、月面着陸時の衝撃力算定における実験的および解析的方法について 第 48 回構造強度に関する講演会集、pp52-54、2006
- 横山隆明、樋口 健、SPH 法による月面着陸時における衝撃力算定 第 21 回宇宙構造・材料シンポジウム後刷集、pp133-136、2006

謝辞

本論文を終えるにあたり、本論文の作成において、終始一貫して丁寧なご指導ご鞭撻を賜りました宇宙科学研究所樋口健教授に心より感謝と敬意の意を申し上げます。

学位論文審査の労をお執りくださいました立命館大学教授深川良一先生、立命館大学教授建山和由先生、宇宙科学研究所教授小松敬治先生、宇宙科学研究所教授久保田孝先生には、多くの貴重なご助言と温かいご支援を賜りました。記して感謝申し上げます。

本学位論文は「実験的手法による月惑星砂地盤への着陸時の衝撃力算定手法に関する研究」、「解析的手法による月惑星砂地盤への着陸時の衝撃力算定手法に関する研究」の2つの研究テーマをもとに構成されています。「実験的手法による月惑星砂地盤への着陸時の衝撃力算定手法に関する研究」については、NASDA（現 JAXA）の筑波宇宙センター月利用研究室において開始した「模擬月の砂地盤への衝突実験」として取り組んだ研究を継続・発展させてたものです。そのような研究を認めていただき、また、ご指導および有益な助言をしていただいた、月利用研究室の長島隆一室長、金森洋副主任に感謝申し上げます。

「解析的手法による月惑星砂地盤への着陸時の衝撃力算定手法に関する研究」については、総合研究大学院大学にて研究を進めた部分であり、宇宙科学研究所助手奥泉信克先生、また既にご退官された宇宙科学研究所教授名取通弘先生には、講座ゼミ発表などの機会に貴重な助言をいただきました。改めて感謝申し上げます。また秘書の石口様には大変お世話になり、おかげで充実した環境で研究を進めることができました。

最後になりますが、研究期間が長くなり両親を初めとする家族には心配をかけたことと思います。私の研究生生活を支え、惜しみない援助を与えてくださった皆様に関し感謝の意を捧げたいと思います。長い間お世話になりました。

平成 19 年 3 月