法政大学学術機関リポジトリ
HOSEI UNIVERSITY REPOSITORY

PDF issue: 2025-07-16

Al2O3およびSi3N4の微粒子高速衝突損傷挙動

美濃輪, 秀明 / MINOWA, Hideaki

(発行年 / Year)
2008-03-24
(学位授与年月日 / Date of Granted)
2008-03-24
(学位名 / Degree Name)
修士(工学)
(学位授与機関 / Degree Grantor)
法政大学 (Hosei University)

2007 年度　修士論文

Al_2O_3 および Si_3N_4 の
微粒子高速衝突損傷挙動

FAILURE BEHAVIOR OF AL_2O_3 AND SI_3N_4
BY HIGHPERVELOCITY IMPACT OF SMALL PARTICLE

指導教授　　新井 和吉　教授

法政大学大学院

工学研究科機械工学専攻修士課程

06R1135　美濃輪 秀明

FAILURE BEHAVIOR OF AL_2O_3 AND SI_3N_4 BY HIGHPERVELOCITY IMPACT OF SMALL PARTICLE

Hideaki MINOWA

Abstract

Recently, development of ceramics thruster for planetary exploration spacecraft which silicon nitride (Si_3N_4) is used for is pushed forward. Because the impact condition of the thruster and meteoroid cannot recreate in the present facilities above the ground, it is necessary to evaluate the hypervelocity impact phenomenon by the numerical simulation. However most of the studies of the hypervelocity impact for ceramics material such as Si_3N_4 and aluminum oxide (Al_2O_3) are not investigated to date. Therefore, high-velocity impact tests of aluminum oxide (Al_2O_3) and silicon nitride (Si_3N_4) at 1.0 or less km/s was conducted, and the failure behaviors of each material were examined for the purpose of obtaining the basic data for verifying the validity of a numerical simulation method. In addition, the numerical simulation results of the hypervelocity impact at more than 1.0km/s were compared with impact tests results using two stage light gas gun.

目次

頁

１．　緒論　1

１．１　研究背景　1
　１．１．１　宇宙開発　1
　１．１．２　金星探査機（PLANET-C）　1
　１．１．３　セラミックス製スラスタ　2
　１．１．４　スラスタとメテオロイドの衝突問題　4
１．２　研究目的　5
１．３　既往の研究　6
　１．３．１　高速衝突試験　6
　１．３．２　高速衝突現象の数値解析　8
　１．３．２．１　衝撃解析コード　8
　１．３．２．２　定式化法　8
　１．３．２．３　数値シミュレーション　9

２．　高速衝突試験法　10

２．１　試験装置概要　10
２．２　プロジェクタイル　11
２．３　試験片　11
２．４　サボおよびサボストッパー　11
２．５　評価方法　12

３．　数値解析法　22

３．１　衝撃解析コード　22
　３．１．１　陰解法と陽解法　22
　３．１．２　差分法　24
３．２　基礎方程式の立て方　25
３．３　基礎方程式　28
３．４　SPH 法　28
３．５　材料モデル　31

３．６ 状態方程式 32
３．６ SUS304 の構成則および材料破壊モデル 33
３．７ Al_2O_3 の構成則および材料破壊モデル 34
３．８ 解析条件 37
３．９ 材料物性値 37

４．衝突速度 1.0km/s 以下の高速衝突 42

４．１ 緒言 42
４．２ 高速衝突実験 42
４．３ 数値シミュレーション評価 43
４．４ ヘルツの接触応力 43
４．５ 結言 45

５．衝突速度 1.0km/s 以上の超高速衝突 68

５．１ 緒言 68
５．２ 超高速衝突実験 68
５．３ 結言 68

６．Johnson-Holmquist 破壊モデルの検討 74

６．１ 緒言 74
６．２ 数値シミュレーション評価方法 74
６．３ 結言 74

７．結論 87

参考文献 88

謝辞 89

１．緒論

１．１ 研究背景

１．１．１ 宇宙開発

現在、人工衛星・宇宙探査機の打ち上げを始めとし、スペースシャトルの打ち上げや国際宇宙ステーションの開発など、人類の新たな資源・エネルギー確保にともなう宇宙活動が活発化している。世界の宇宙時代の始まりは 1957 年、ソ連による人類初の人工衛星スプトーニク 1 号の打ち上げで幕を開けた。ソ連はその 1 ヵ月後にスプトーニク 2 号を打ち上げている。アメリカは翌年の 1958 年に人工衛星打ち上げに成功している。さらに 1961 年には、ソ連のユーリ・ガガーリンがヴォストーク 1 号に乗り有人飛行を行っている。日本の宇宙開発は 1970 年、日本初の衛星「おおすみ」の打ち上げから始まった[1]。

宇宙探査は米ソを中心として、地球から最も距離の近い天体である「月」の探査から始まった。アメリカは金星・水星・火星に接近して写真撮影を行ったほか、火星着陸を行い地表表面写真の撮影も成功させた。ソ連は金星着陸に成功し、地表表面の写真撮影のほか、金星の気温・気圧などを測定し、その環境の調査を行った。日本の惑星探査はハレー彗星先行調査探査機「さきがけ」から始まり、PLANET 計画と称して、ハレー彗星探査機「すいせい(PLANET-A)」、火星を目指しながらも目的を遂げられなかった火星探査機「のぞみ(PLANET-B)」がこれまで打ち上げられた。そして現在、金星探査機(PLANET-C)の打ち上げプロジェクトが進行中であり、水星探査の計画も進行中である。その他、月周回衛星「かぐや(SELENE)」や小惑星探査機「はやぶさ(MUSES-C)」等、いくつか運用中の宇宙探査機がある。

１．１．２ 金星探査機（PLANET-C）

金星探査機（PLANET-C）は金星の大気の謎を解明することが目的である。金星は「地球の兄弟星」と言われてきたが、その理由は、金星の大きさや太陽からの距離が地球に近い惑星と考えられているからである。しかしながら実際には、金星は高温の二酸化炭素に包まれ、硫酸の雲が浮かぶ、地球とはまったく異なる環境である。なぜそうなったのか原因がわかってくれば、地球の誕生や気候変動を解明する手がかりが得られる。つまり、地球環境を理解する上で最も重要な探査対象である。そこで PLANET-C は新しい観測技術を用いて、雲の

下の大気の循環や、雷放電、活火山などを金星周回軌道上から探り、金星探査の時代の先駆けとなるものである[2]。

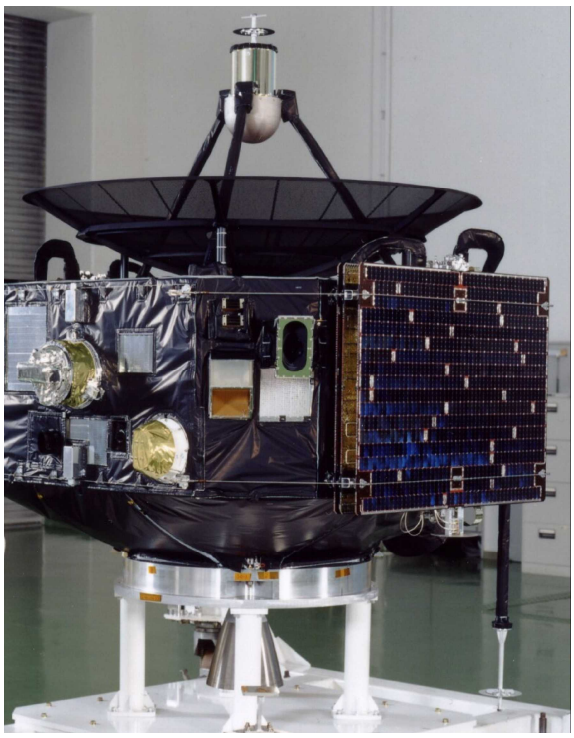
１．１．３ セラミックス製スラスタ

スラスタとは人工衛星・惑星探査機（宇宙機）の軌道・姿勢を制御するために使用される小型のロケットエンジンのことである。現在の宇宙機では、推薬を触媒分解して高温・高圧のガスを発生させて推力を得る一液スラスタと、燃料と酸化剤を混合し、燃料ガスを噴射して推力を得る二液スラスタが使用されている。一方、宇宙機に搭載される機器は、軽量、高性能、かつ信頼性が高いことが求められる。特に宇宙機の軌道・姿勢制御用スラスタでは、宇宙機の軽量化に大きく貢献することができるので、スラスタ性能が少しでも高いことが要望される。宇宙機およびスラスタを Fig.1-1 に示す。

二液スラスタは、一液スラスタと比較して高性能であるが、自己着火性を持ち、常温で長期保存が可能であることから、燃料としてヒドラジン（N_2H_4）あるいはモノメチルヒドラジン（$N_2H_3CH_3$）を、酸化剤として四酸化二窒素（N_2O_4）が使用される。この組み合わせでの燃焼ガスの温度は 2000℃を越えるので、燃焼器は耐熱性が高いことが求められる。従来のスラスタでは、耐熱温度が約 1300℃のニオブ合金が使用されてきた。ニオブ合金は、融点が 2350℃と高く高温での強度低下が少ないという長所を持つが、酸化に弱いため、耐酸化コーティングが必要である。このコーティングの耐熱性が材料の寿命を制限し、性能・信頼性の面で大きな制約があるだけでなく、製造の面でも工程が複雑化するなど不利な面がある。

そこで、燃焼器材料に対する厳しい耐熱性を満たす材料として、耐熱温度のポテンシャルが大きいセラミックス系材料に注目すると、耐熱温度はセラミックス材料のなかではそれほど高くはないが、強度・靭性が高い窒化ケイ素（Si_3N_4）が有望であることがわかる。スラスタの燃焼器材料としてみた場合、高い耐熱温度と高温での強度低下が小さい Si_3N_4 は非常に優れているといえる。また、大きな熱伝導率は、熱衝撃に対する耐性が強い材料であるといえる[3]。

さらに、ニオブ合金によるスラスタ製造は非国産技術であり、合金の酸化を防ぐためのシリカ系コーティング技術もまた非国産技術であるため高価となる。一方、Si_3N_4 は国産技術であるため低コストで製造することができる[4]。



(a) Satellite

(b) Thruster

Fig.1-1 Photograph of satellite and thruster

１．１．４ スラスタとメテオロイドの衝突問題

宇宙空間には、メテオロイドと呼ばれる天然の物体が浮遊している。これらは大気中に入ってくれば流れ星となり、地上に落ちてくれば隕石となる。PLANET-C ミッション中に起こりうる金星軌道でのメテオロイドとスラスタの衝突を想定すると、ミッション期間 4 年間に、φ約 100μm のメテオロイドが 1 個、ないしはφ100μm 未満の小さなメテオロイドが数個衝突すると予想される。メテオロイドの平均速度は約 20km/s、平均密度は約 2.0g/cm^3 であることから、φ100μm のメテオロイドが衝突した場合の衝突エネルギーは 0.21J となる。これは、プロジェクタイルにφ300μm のガラスビーズ（ρ=2.2 g/cm^3）を用いて約 3.7km/s で衝突させた時の衝突エネルギーと等価である[4]。

１．２ 研究目的

現在、(独)宇宙航空研究開発機構宇宙科学研究本部（ISAS/JAXA）による金星探査機（PLANET-C）の打ち上げプロジェクトに伴い、スラスタのノズルスカート部分にセラミックス材料である Si_3N_4 を用いる計画が進んでいる。このプロジェクトが実用化された場合、スラスタの受ける主な環境としては、打ち上げ時の振動環境、スラスタ燃焼時の高温環境に加え、惑星間飛行中のメテオロイド衝突があげられる、これらの問題はそれぞれ地上試験で検証していく計画となっている。

そこで、スラスタとメテオロイドの衝突問題をクリアすることは必須事項となっているが、想定されている衝突条件（φ約 100μm のメテオロイドの約 20km/s の衝突）での衝突現象は現状の地上施設では再現することができない。二段式軽ガス銃やレールガンによる試験でも衝突速度約 8.0km/s までの試験が限度である。そのため、数値シミュレーションによる評価が必要となる。しかしながら、現在まで Si_3N_4 に対する高速衝突の数値シミュレーションに関する研究は行われていない。さらに言うなれば、最も一般的なセラミックス材料であるアルミナ（Al_2O_3）を代表として、セラミックス材料全般について高速衝突の数値シミュレーションに関する研究は不十分となっている。

そこで本研究では、メテオロイドと Si_3N_4 の高速衝突の数値シミュレーションを行い、Si_3N_4 の耐メテオロイド衝突性を明らかにすることを最終目的としている。そのためにまずは、数値シミュレーションの妥当性を検討するための基礎データを得ることを目的に Al_2O_3 および Si_3N_4 の微粒子高速衝突実験を行い、それぞれの損傷について検討を行った。さらに、Al_2O_3 を用いた微粒子高速衝突の数値シミュレーションを行うことにより破壊メカニズムの検討を行った。

１．３ 既往の研究

１．３．１ 高速衝突試験

宇宙空間にはメテオロイドだけでなく、スペースデブリと呼ばれる人工衛星の残骸のような人工的な宇宙ごみが存在している。そのため、高速衝突に関する研究は各研究機関で盛んに行われている。そこで用いられる高速衝突試験装置には、火薬銃（Powder Gun）、一段式または二段式の軽ガス銃（Light Gus Gun）、レールガン（Rail Gun）、および成形爆薬式高速射出装置（Molding explosive type hyper velocity discharger）などがあり、衝突速度 10 km/s の壁を破りつつある。しかしながら、衝突速度には限界があり、これ以上の衝突速度に対しては数値シミュレーションに頼ることとなっている。

高速衝突試験装置として最も広く用いられている二段式軽ガス銃[5]の概略図を Fig.1-2 および Fig.1-3 に示す。宇宙環境の衝突条件を再現するための高速衝突実験で最も多く用いられている装置である。分子量が小さく音速の速い水素やヘリウムを作動流体に用いることで、火薬銃の速度領域を越えることが可能となっている。火薬の燃焼ガスで加速されたピストンが作動流体の水素やヘリウムの軽ガスを圧縮する。圧縮された軽ガスの圧力がダイアフラムの破断圧力まで達すると、発射管内へ軽ガスが流れ込み、飛翔体が加速される原理になっている。この銃は通常の火薬銃とガス銃が合体したような形式になっており、火薬のエネルギーを軽ガスの高圧ガスエネルギーに変換し、そのガスエネルギーを飛翔体の運動エネルギーに変換する二段階の過程を辿ることから二段式と呼ばれる。

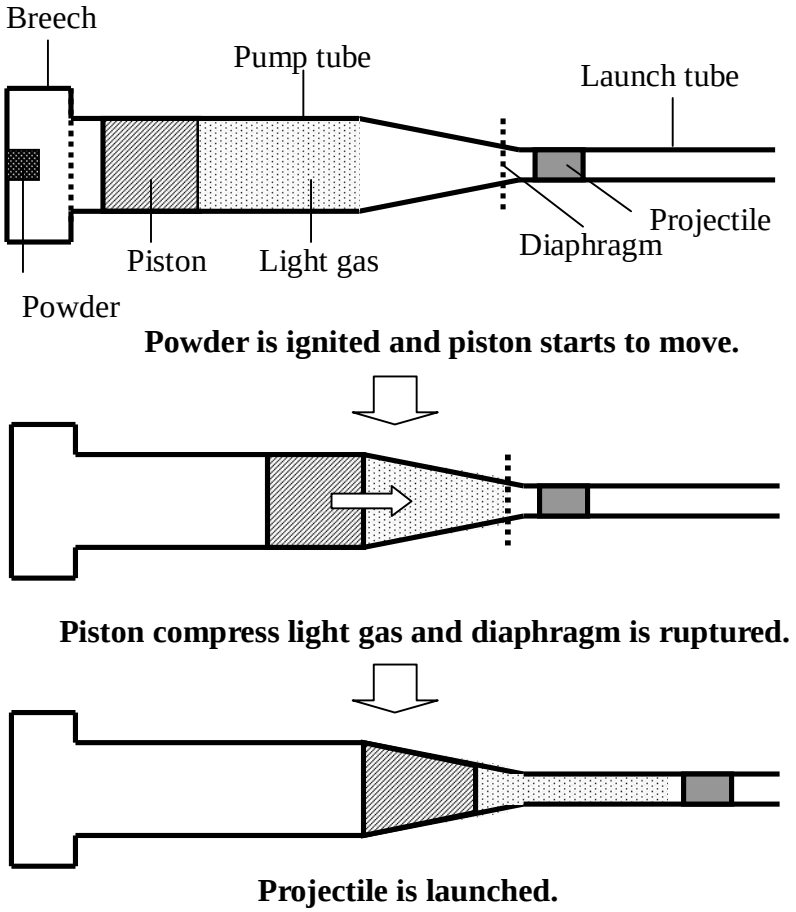


Fig.1-2 Launch mechanics of two stage light gas gun

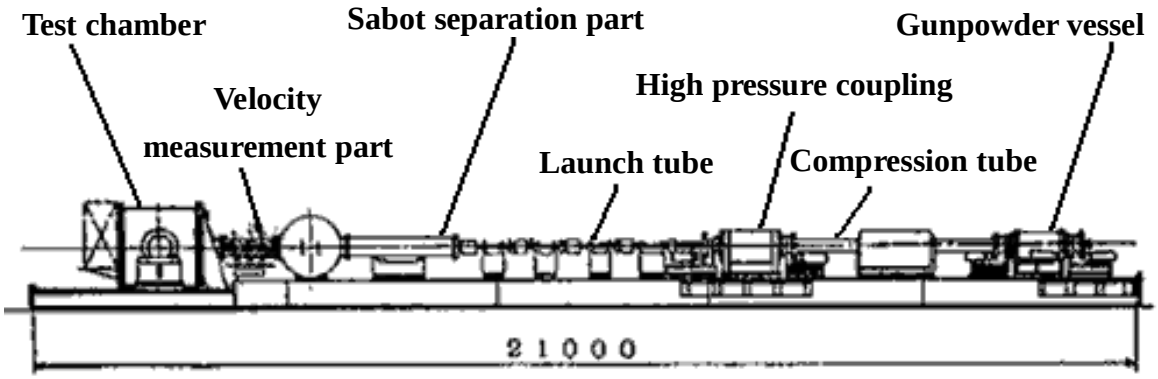


Fig.1-3 Schematic diagram of two stage light gas gun [6]

１．３．２ 高速衝突現象の数値解析

１．３．２．１ 衝撃解析コード

衝撃シミュレーションのための計算機プログラムを最初に開発したのは、現在の Lawrence Livermore 国立研究所の M. L. Wilkins であり、1950 年代に初期バージョンを、さらに 1960 年代に入って本格的なバージョンを完成させている。この HEMP[7]と名付けられた計算機コードは、固体と流体を統一的に記述することの出来る連続体力学に基づいた有限差分法によるプログラムである。その後、様々な種類の解析コードが開発されたが、HEMP コードに始まる一連の衝撃解析用コードを米国では、hydrodynamic code、通常、略して hydrocode と総称されている。

この hydrocode は、CFD（数値流体力学）コードとは、固体の弾塑性、破壊挙動を考慮することができる点において一線を画している。代表的な衝撃問題である高速衝突問題では、固体の液化や気化が生じると共にそれらの相互作用が問題になるため、物質の 3 相を同じ支配方程式によって記述できることが物理的に重要な条件となる。また、これらの高速変形現象においては、圧力波や衝撃波の伝播過程が主たる要因となることから、通常、数学的には陽解法が数値解法として採用される。

１．３．２．２ 定式化法

衝撃解析コードの定式化方法としては、HEMP コードが採用している有限差分法（FDM）の他に、有限要素法（FEM）や個別要素法（DEM）等がある。また、1960 年代には、Particle-In-Cell（PIC）法と呼ばれる粒子法の一種も盛んに試みられた。近年では、1970 年代に天文物理学分野で提唱された、粒子法の一種である SPH（Smoothed Particle Hydrodynamics）法も注目されており、これを用いたデブリ雲の生成シミュレーション等が行われている。

１．３．２．３ 数値シミュレーション

数値シミュレーションについては、セラミックス材料に適用されている Johnson-Holmquist モデルの妥当性についての研究が行われている。この Johnson-Holmquist モデルでは、ホプキンソン棒圧縮試験やフライヤー衝突試験、弾道衝撃の貫通深さ試験などからモデルで適用される定数の算出法なども報告されている[8]。また、Al_2O_3 の数値シミュレーションによる研究も行われているが、実験結果と数値シミュレーション結果の一致には課題が残り、今後の更なる追究が必要とされている[9]。

２．高速衝突試験法

２．１ 試験装置概要

高速衝突実験には、本研究室所有の飛翔体発射装置を使用した[10]。Fig. 2-1 に飛翔体発射装置の概略図を示す。また、実験装置の概観写真を Fig. 2-2 に示す。本装置は、ボンベ、蓄圧器、エアー駆動バルブ、発射管および試料室から構成され、飛翔体の作動力に加圧が容易な液体および超臨界流体状態の二酸化炭素を用いて飛翔体を加速するものである。超臨界流体とは、臨界温度、臨界圧力を超えた非凝縮性流体のことである。また、作動流体として二酸化炭素よりも分子量が小さく、音速が大きいヘリウムガスを用いて軽ガス銃として使用することにより、飛翔体をより高速度域まで加速させることができる。エアー駆動バルブはコンプレッサーの圧力を高めることにより弁を閉め、設定圧力に達すると圧力を抜き、弁を開ける仕組みとなっている。エアー駆動バルブの耐圧は 15MPa となっている。

この装置の作動工程および試験工程の模式図を Fig. 2-3 に示す。まず、ボンベ内の作動流体を蓄圧器内に加圧する。その後、蓄圧器内の圧力が設定した圧力まで達することによりエアー駆動バルブが開き、蓄圧器内のヘリウムガスが発射管に流入する。そして、発射管内に装填した飛翔体を加速し、試料室内に設置された試験片に衝突させるものである。また、蓄圧器には圧力計と温度計が取り付けられており、発射時における蓄圧器内の圧力と温度を計測することができる。なお、試料室には観察窓が取り付けられており、高速度ビデオカメラ（㈱フォトロン、FASTCAM-APX RS）にて衝突現象を記録、および速度測定を行うものである。高速度ビデオカメラのシャッタースピードは 1/100000sec とし、フレームレートを 50000fps、水平解像度×垂直解像度を 256×128、フレーム数を 65536 frames とした。高速度ビデオカメラにより撮影した画像の一例を Fig. 2-4 に示す。

本装置は、多くの研究機関で用いられている二段式軽ガス銃に比べ、本体、ランニングコスト共に低価格で、かつ小スペースであり、1 日に数十回の実験が可能である。また、二段式軽ガス銃における作動流体を圧縮する際の火薬を必要としないため、安全面および試験における作業工程の手間の面で非常に有利である。

飛翔体発射条件としては、蓄圧器の容積を約 $3\times10^{-3}m^3$ とし、発射時圧力を 0.1～5.0MPa（ゲージ圧）の間で変化させた。蓄圧器内初期設定温度は室温とした。発射管は内径 10mm とし、試料室内の圧力は真空状態（1Torr）とした。

２．２ プロジェクタイル

(独)宇宙航空研究開発機構宇宙科学研究本部（ISAS/JAXA）での高速衝突試験では、メテオロイドを模擬してメテオロイドと同程度の密度であるガラスビーズ（ρ = 2.2g/cm^3、ϕ300 μm）および SUS304（ρ = 7.9g/cm^3、ϕ300、500、800 μm）の小球が用いられている。そこで、本研究ではϕ500 μm の SUS304 球を用いることとした。

２．３ 試験片

試験片材料としてはセラミックス材料として最も一般的である Al_2O_3（住金セラミックス・アンド・クオーツ㈱、AM997）およびスラスタ材料として検討されている Si_3N_4（京セラ㈱、SN282）を用いた。Al_2O_3 および Si_3N_4 の大きさは 30mm×50mm とし、板厚は実機のノズルスカート部の厚さと同じ 2.0mm とした。試験片の拘束条件は試験片の端をガムテープで固定するのみとし、自由端固定とした。

２．４ サボおよびサボストッパー

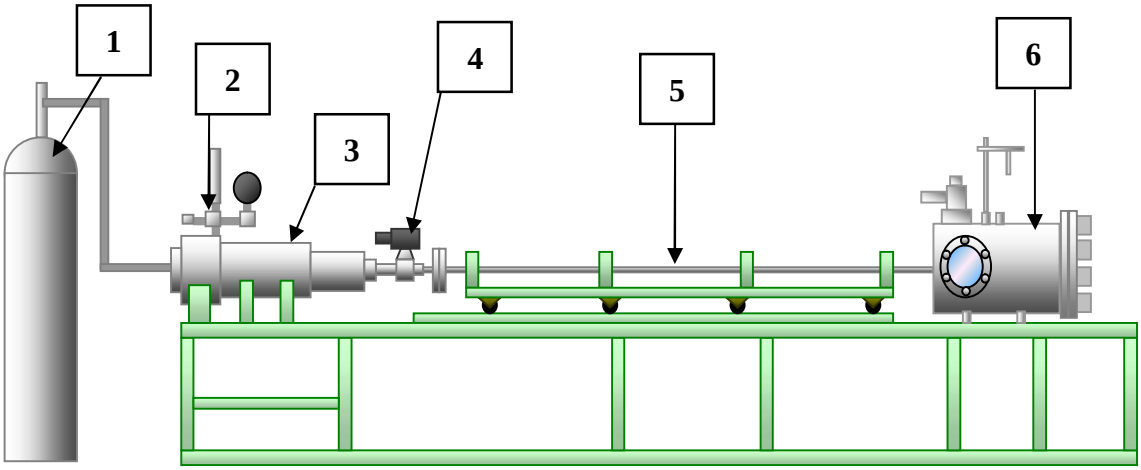
プロジェクタイルの直径が極めて小さいため、プロジェクタイルの発射にはサボとサボストッパーを使用した。サボは円柱形で質量 2.0g とし、ポリエチレン（PE）およびアルミニウム合金（A1070）を用いた。PE はϕ9.6mm、長さ 28mm とし、A1070 はϕ9.6mm、長さ 10mm とした。サボの先端中心部に約ϕ1.0mm の穴を開け、そこにプロジェクタイルを設置した。サボの写真を Fig. 2-5 に示す。

サボストッパーには主に板厚 5.0mm のポリカーボネート（PC）を使用し、発射速度によって使用枚数を変化させた。その際のサボストッパーは両面テープで貼り付け使用した。また、高速度ではアルミニウム合金（A6061-T6）も使用した。サボストッパーには中心部に 7.0mm～8.5mm の穴を開け、プロジェクタイルが試験片に衝突できるようにした。サボストッパーと試験片の距離は 30mm とした。サボストッパーの写真を Fig. 2-6 に示す。

プロジェクタイルの速度測定には、プロジェクタイルの直径が極小であること、およびサボとサボストッパーの衝突の際にプラズマが発生し、プロジェクタイルを撮影することができないという理由から、サボの速度を測定し、プロジェクタイルの速度とした。

２．５ 評価方法

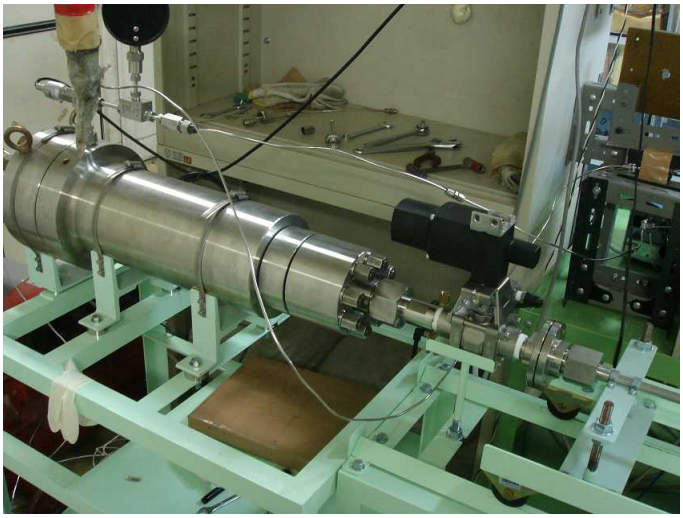
衝突痕の光学写真はデジタルマイクロスコープ（㈱キーエンス、VHX-900）により撮影した。衝突痕の直径、体積の測定にはそれぞれレーザー顕微鏡（㈱レーザーテック、1LM21D）、高精度形状測定システム（㈱キーエンス、KS1100）を使用した。また、衝突表面の成分分析を行うために、走査型電子顕微鏡（SEM）（㈱TOPCON、sm510）およびエネルギー分散型 X 線分析装置（㈱EDAX、DX4-IDX）を使用した。SEM 観察を行う際、真空蒸着装置（㈱日立製作所、E1020）を用い、試験片表面に 70 秒程度、金蒸着を行った。測定に使用した機器を Fig. 2-7～10 に示す。



1.Gas cylinder **2. Eroctromagnetic valve** **3. Pressure vessel**

4. Air drive valve **5. Launch tube** **6. Test chamber**

Fig. 2-1 Schematic diagram of projectile accelerator



(a) Pressure vessel

(b) Launch tube

(c) Test chamber

Fig. 2-2 Projectile launch device

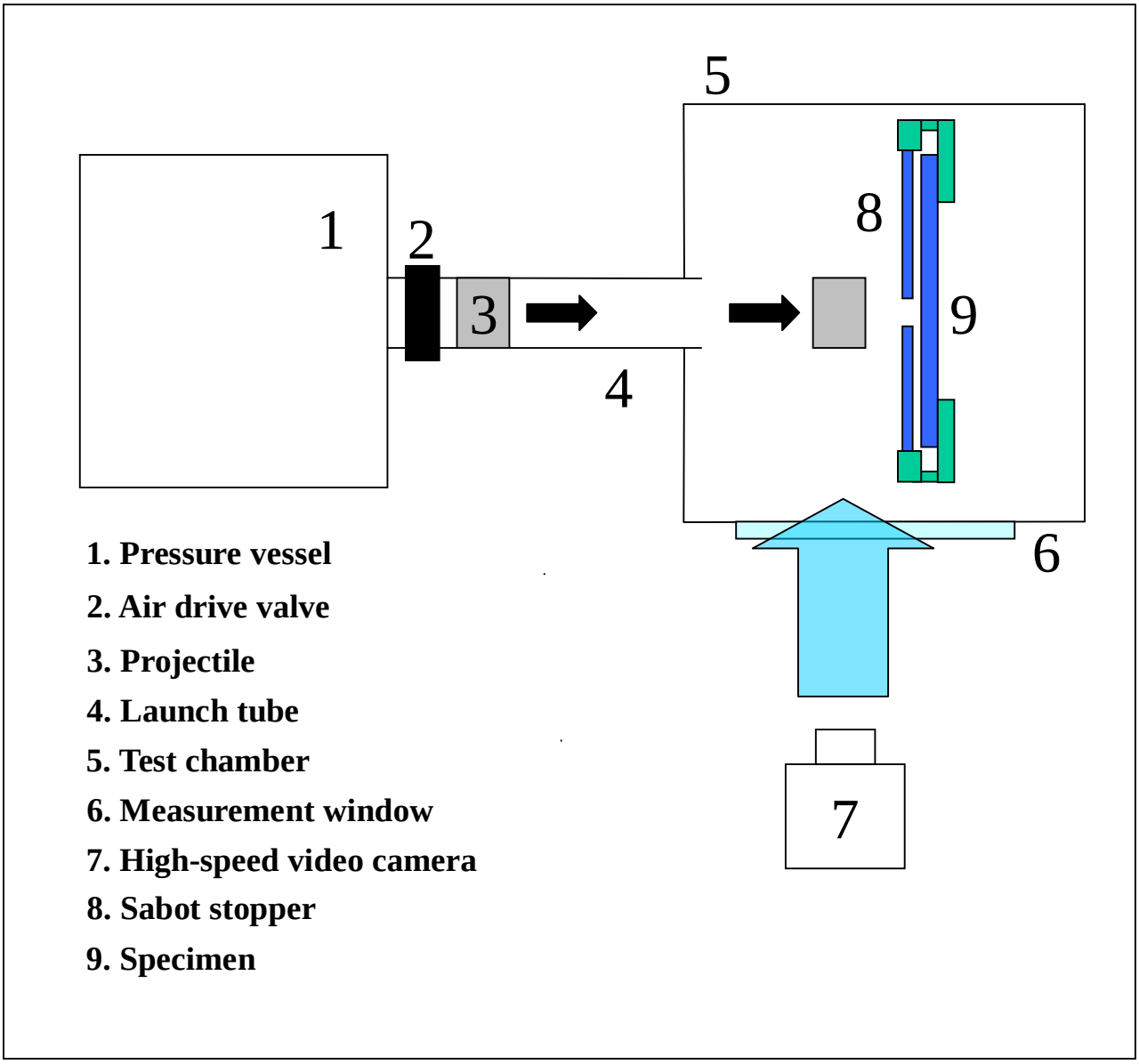
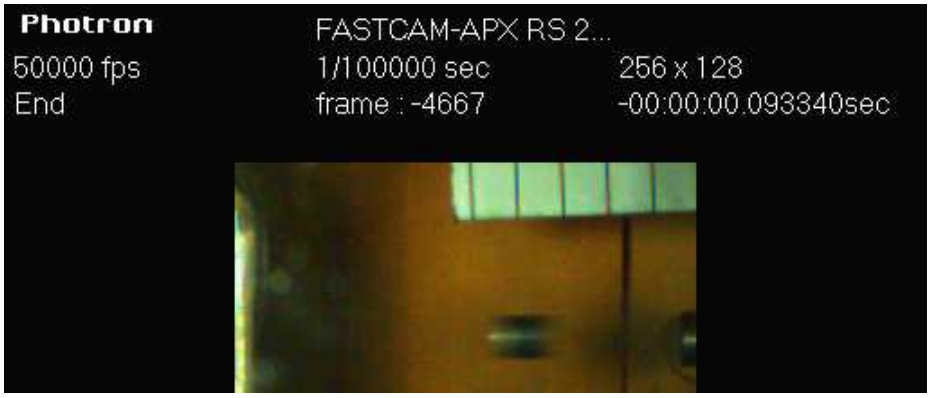
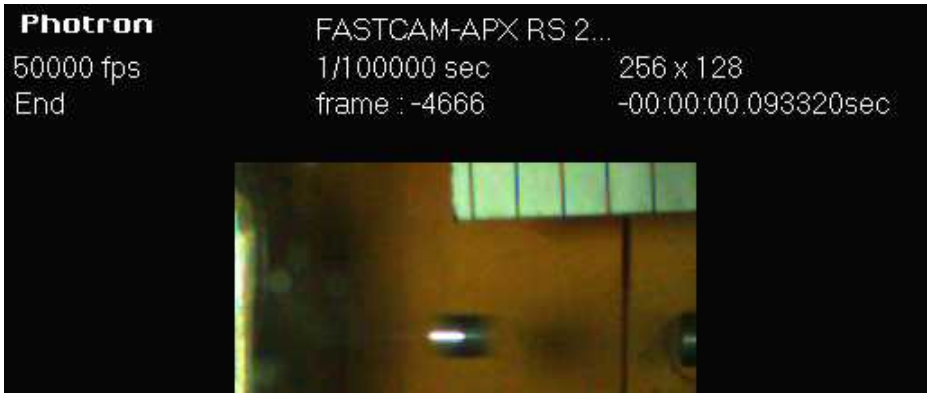


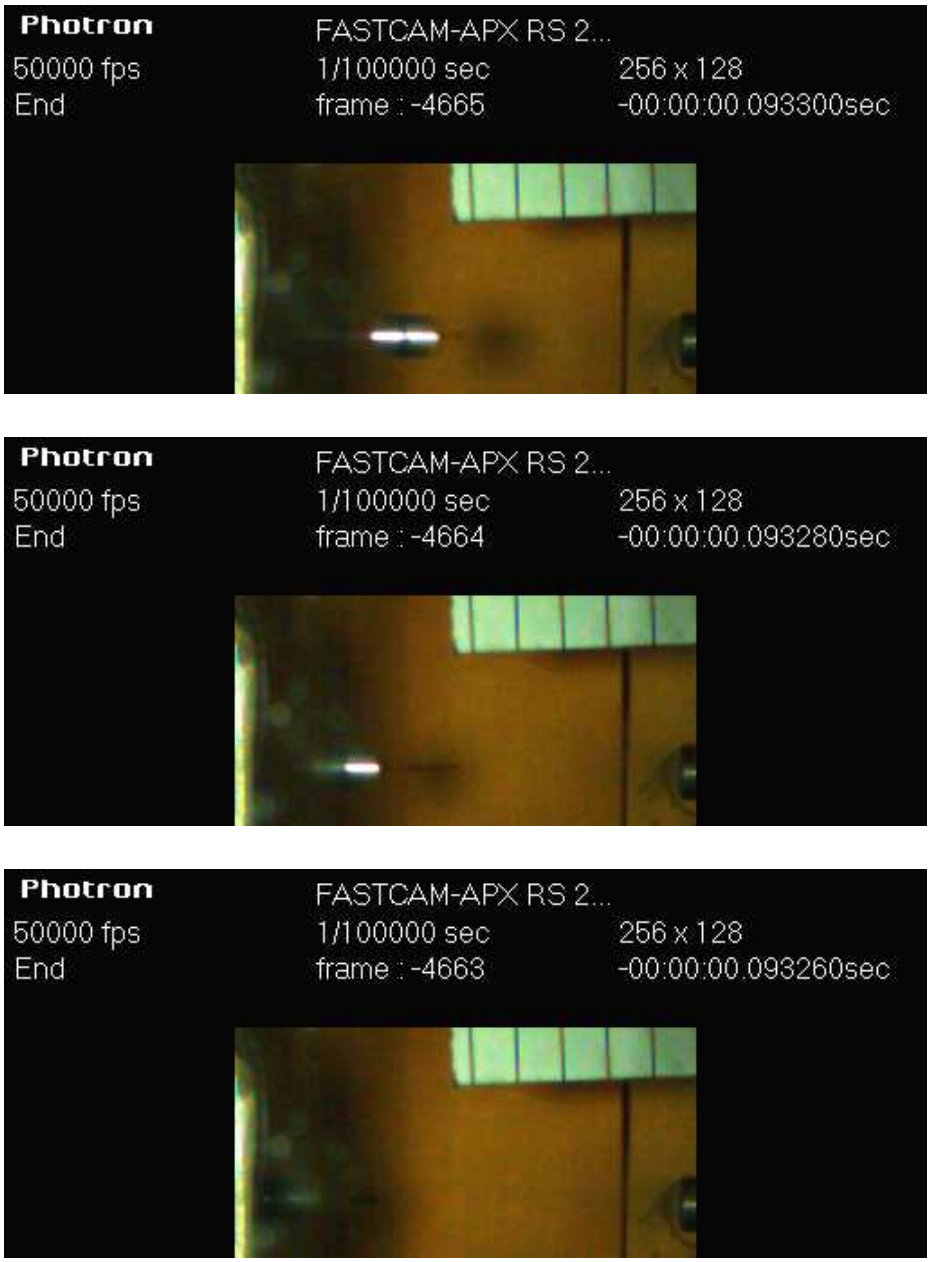
Fig. 2-3 Schematic diagram of impact test process

Photron
FASTCAM-APX RS 2...
50000 fps
1/100000 sec
256 x 128
End
frame : -4669
-00:00:00.093380sec

Photron
FASTCAM-APX RS 2...
50000 fps
1/100000 sec
256 x 128
End
frame : -4668
-00:00:00.093360sec


Photron
FASTCAM-APX RS 2...
50000 fps
1/100000 sec
256 x 128
End
frame : -4667
-00:00:00.093340sec


Photron
FASTCAM-APX RS 2...
50000 fps
1/100000 sec
256 x 128
End
frame : -4666
-00:00:00.093320sec



Sabot: A1070 (Cylinder, ϕ9.6mm, l=10mm, m=2.0g)
Impact velocity: 675.0 m/s

Fig. 2-4 High speed camera images of launched sabot

Fig. 2-5 A1070 sabot

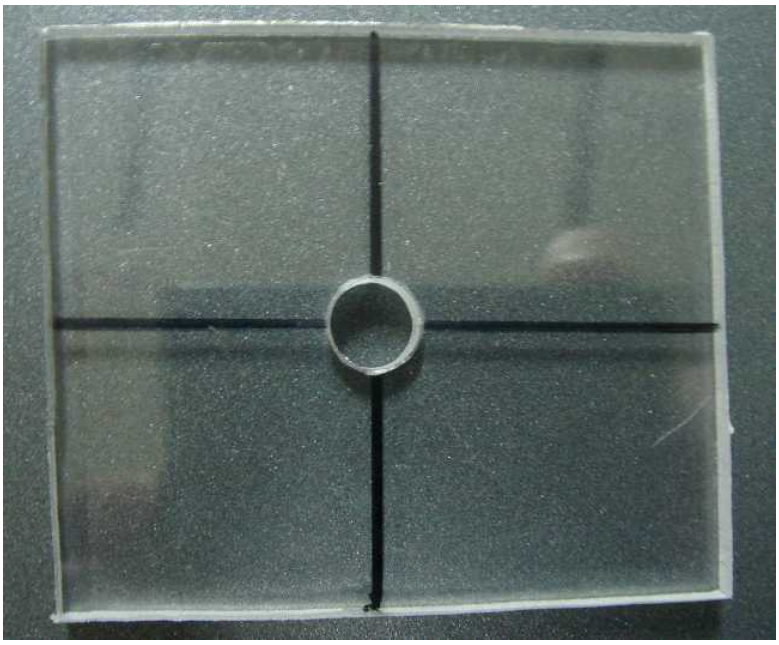


Fig. 2-6 PC sabot stopper

Fig. 2-7 Digital microscope

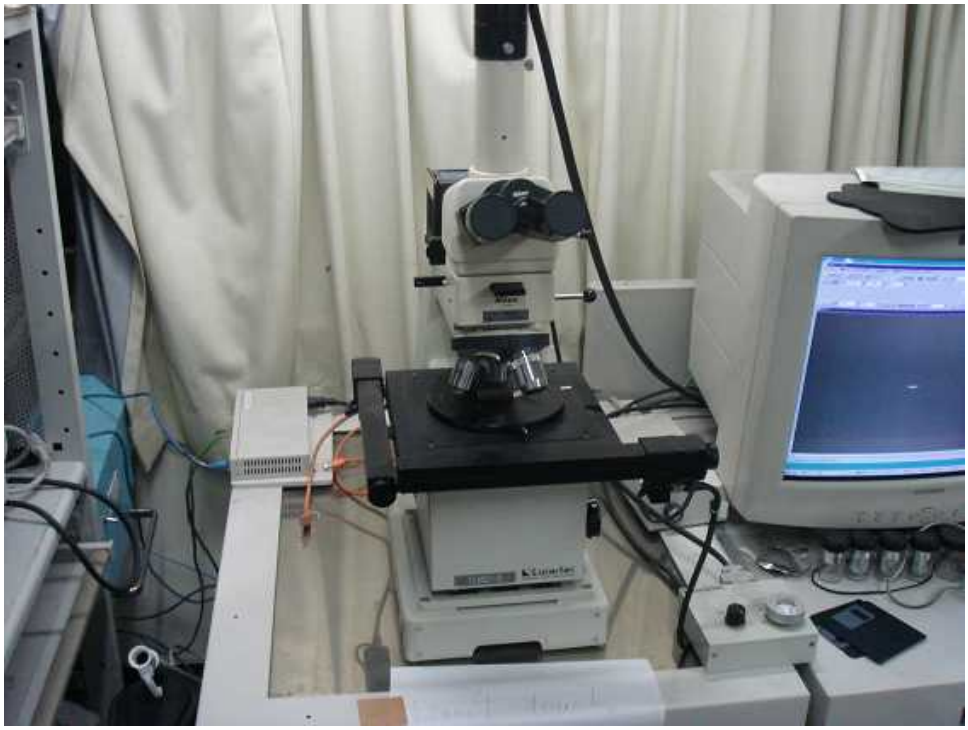


Fig. 2-8 Laser microscope

Fig. 2-9 Form measurement system

Fig. 2-10 Electron microscope

Fig.11 Vacuum vapor deposition system

３．数値解析法

３．１ 衝撃解析コード

本研究の衝突現象の数値シミュレーションには、陽的有限差分法に基づく、２次元動的連続体相互作用解析プログラム AUTODYN-2D（伊藤忠テクノソリューションズ㈱）を用いた。

３．１．１ 陰解法と陽解法

陽解法と陰解法は、ある物体に荷重が負荷され、時々刻々と変化していくとき、物体の変化の様子（変位）を計算する手法の違いを表す言葉である。

物体に荷重が作用した瞬間を時刻 0 とすると、現実にはその後、時間が経過するにつれて物体は連続的に変形していくが、数値計算では、時刻 0 からスタートして、ある時間増分 Δt ごとに時間を区切って状態を計算していく。つまり時刻 t から Δt だけ未来の状態を求め、さらに $2\Delta t$ 、$3\Delta t$ …というように、順に先の状態を求めていくのである。

陰解法では、まず時刻 $t+\Delta t$ におけるつりあい方程式をたてる。そしてこのつりあい方程式を満足する変位を収束計算によって求める。以下に手順の概略を示す。

陰解法の手順

(1) 時刻 $t+\Delta t$ でのつりあい方程式を考える。ここで求めたい変位を仮に $Ui\ t+\Delta t$ とする。

$Ft+\Delta t - Qt+\Delta t = 0$ 、 ただし $Qt+\Delta t = KnUi\ t+\Delta t$

この式の意味は、「時刻 $t+\Delta t$ における外力 $Ft+\Delta t$ と、物体内に発生した内力 $Qt+\Delta t$ がつりあっているということである。ここで Kn は、剛性マトリックス（バネ定数のようなもの）である。

(2) 上式において、変位 $Uit+\Delta t$ は仮のものであり、実際は上の式は完全につりあうことがなく、誤差 Ri が生じる。つまり上式の右辺は完全にはゼロとならず、

以下のようになる。

$Ft+\Delta t - Qt+\Delta t = Ri$

(3) 誤差 Ri がゼロとなるよう仮の変位 $Uit+\Delta t$ を $Ui+1t+\Delta t$ と修正して再度つりあい方程式に代入する。

(4) 上記(2)、(3)の手順を繰り返し、誤差が充分小さくなった段階で得られた変位を真の値とする。陰解法の重要なポイントのひとつは、時間増分 Δt の大きさに制限がない（自由に設定できる）ということである。

一方、陽解法は、時刻 t の結果から時刻 $t+\Delta t$ の状態を予測する。

陽解法の手順

(1) 時刻 t において以下の運動方程式を考える。

$MAt = Ft - Qt$
ここで M は質量マトリックス、At は加速度、Ft は外力、Qt は内力である。
この式は

質量×加速度＝力

となっており、Newton の運動方程式そのものであることがわかる。

(2) 上式において、右辺の力の項を質量で割り算することにより、時刻 t での加速度 At が求められる。

(3) 次式により、現在の時刻 t での加速度と過去の時刻 $t-\Delta t/2$ での速度から $\Delta t/2$ だけ未来の速度 $Vt+\Delta t/2$ が、また現在の時刻 t での変位と、今求めた時刻 $t+\Delta t/2$ での速度から Δt だけ未来の変位 $Ut+\Delta t$ が求められる。

$Vt+\Delta t/2 = Vt-\Delta t/2 + \Delta tAt$
$Ut+\Delta t = Ut + \Delta tVt+\Delta t/2$

このように、陽解法では収束計算を行なうことなく、各時刻での変位を求めていく。ただし陰解法と異なり、陽解法では時間増分 Δt はある安定条件（Courant 条件）を満たすように決めなければならず、勝手に大きくすることができない。

陰解法と陽解法の特徴を以下に示す。

特徴	陰解法	陽解法
得意な領域	静的あるいは低速な問題	動的あるいは高速な問題
収束計算	あり	なし
時間（荷重）増分の大きさ	大きい	小さい
安定条件	無条件に安定	Courant 条件
主な適用分野	静的応力解析 クリープ解析 塑性加工解析 スプリングバック解析 自重変形解析	応力伝播解析 衝撃・落下解析 塑性加工解析 機構解析 地震応答解析

３．１．２ 差分法

微分方程式を数値的に解く（近似解を求める）方法として差分法がある。
$f(x)$ が微分可能のとき、

$$f(x+h) = f(x) + hf'(x) + o(h)$$

より、h が小さいとき 、

$$f'(x) \cong \frac{(f(x+h) - f(x))}{h}$$

同様に、 $f(x)$ が二階微分可能のとき、

$$f(x-h)=f(x)-hf'(x)+h^2/2f''(x)+o(h^2)$$

$$f(x+h)=f(x)+hf'(x)+h^2/2f''(x)+o(h^2)$$

より

$$f(x+h)+f(x-h)=2f(x)+h^2f''(x)$$

よって、h が小さいとき、

$$f''(x)\cong\frac{f(x+h)-2f(x)+f(x-h)}{h^2}$$

となる。

微分方程式中の未知関数の微分をこれらの差分で置き換えて得られる差分方程式（漸化式）を解くことで、 もとの方程式の近似解を得る方法が差分法である。

３．２ 基礎方程式の立て方

衝突現象の数値解析においては連続体力学に基づき、質量、運動量、エネルギーの３つの保存則を表す基礎方程式と物質の熱力学的特性を規定する状態方程式を連立させる。さらに、物質の強度を規定する構成則も連立させる。これらの方程式系は、双曲型の２階の偏微分方程式となるが、基礎式の立て方には、空間座標を時間の関数として記述し、あたかもその座標系に乗って移動するかのように扱う Lagrange 法と、物理量を空間座標として扱う Euler 法が知られている。これらの方法について、模式図的に示したものが Fig. 3-1 および Fig. 3-2 にである。Lagrange 法の場合には、物質の変形と共に座標系も変化するのに対し、Euler 法の場合には座標系は空間に固定される。このため前者を物質表示、後者を空間表示と呼ぶこともある。両者法を較べてみると、Lagrange 法では、変形が著しい場合、計算メッシュに潰れや重なりが生じてしまう危惧が存在するのに対し、Euler 法ではメッシュ自身が変形することはないため、どのような変形に対しても対応出来る。しかし逆に、Euler 法を詳しく検討してみると、

Lagrange 法と比較して、

1) 物質の境界が不明確である
2) 処理時間、記憶容量ともに多く必要とする
3) 移流計算による数値誤差が生じやすい
4) 物質の履歴が分からなくなってしまう

といった欠点が存在する。このように、両方法は利害得失の点で簡単には優劣が付け難く、問題に応じて、より適切な方法を選択することが重要である。一般的には、固体に対しては Lagrange 法が、流体に対しては Euler 法が適していると言われているが、超高速衝突のように Hugoniot 弾性限界(HEL)を超える現象の場合には固体も流体的な挙動を示すため、問題によっては逆の場合もしばしばで、適用に際しては、様々な要因を考慮した総合的な判断が必要となる。また衝突現象においては物質間の相互作用が問題となるため、Lagrange 法の場合には計算メッシュ表面を介しての相互作用計算が、Euler 法の場合には、一つの計算セルの中で複数の物質を考慮することのできる“multiple material”計算機能を備えていることが必須条件となる。この他、Lagrange と Euler の中間的方法として位置づけることのできる ALE(Arbitrary Lagrangian-Eulerian)法も問題によっては非常に有効な方法である。また、高速度衝突問題の解析には、大変形を伴う事例に適用性がある SPH 法も注目されている。

以上より、本研究では、衝突材および披衝突材が固体であるという理由および高速度衝突問題という理由から、Lagrange 法および SPH 法の二種類の解析手法を適用した。

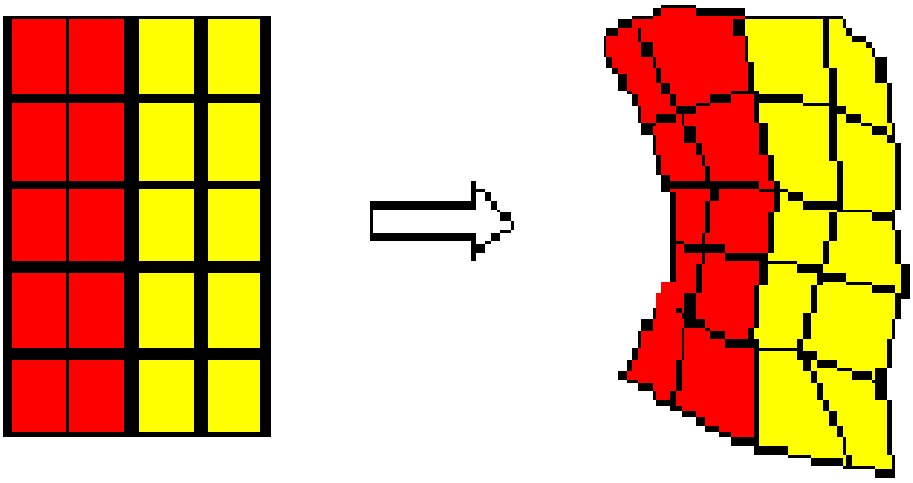


Fig. 3-1 Lagrange method

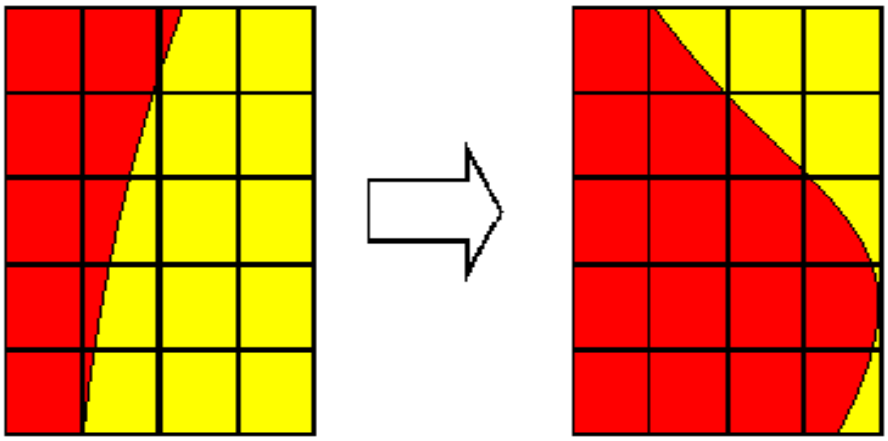


Fig. 3-2 Euler method

３．３ 基礎方程式

衝突現象の数値解析においては連続体力学に基づき、質量、運動量、エネルギーの３つの保存則を表す基礎方程式を使用した。

以下に、今回使用した Lagrange 法の基礎方程式を式(3-1)～(3-3)に示す。

$$\frac{D\rho}{Dt} + \rho \frac{\partial u_i}{\partial x_i} = 0 \qquad \text{(mass)} \quad (3\text{-}1)$$

$$\frac{Du_i}{Dt} = f_i + \frac{1}{\rho}\frac{\partial \sigma_{ji}}{\partial x_j} \qquad \text{(momentum)} \quad (3\text{-}2)$$

$$\frac{De}{Dt} = f_i u_i + \frac{1}{\rho}\frac{\partial}{\partial x_j}(\sigma_{ij} u_i) \qquad \text{(energy)} \quad (3\text{-}3)$$

ここで ρ は密度、u は速度成分、$\boldsymbol{x}$ は X 座標、f は力成分、σ は全応力成分、e は比内部エネルギーとする。

３．４ SPH 法

SPH 法は 1970 年代に Lagrange 型メッシュフリー解析手法として天体物理学分野で提案された。1990 年代に入ってからは様々な分野に応用され、衝撃解析分野ではスペースデブリバンパーシールドの衝撃解析等、衝撃解析プログラムとして注目されている。

従来の有限差分法（FDM）や有限要素法（FEM）は、メッシュインデックスや要素テーブルに従って、物理量を保持するための補間点としての格子を計算空間上に配置している。一方、SPH 法ではこの格子の代わりに粒子を空間に分布させている。すなわち、SPH 粒子はメッシュにとらわれない補間点のようなものだと考えてよい。SPH 法は粒子法の一種と見なすことができるが、粒子は空間的に不連続ではなく、連続体仮定を満たすような連続な密度を持っている。SPH 法の概念図を Fig.3-3 に示す。同図(a)のように、粒子 I の物理量は、粒子 I の中心から平滑化長さ（Smoothing Length）h の 2 倍を半径とする領域内に存在する粒子 J の物理量を参照して算出される。この際に用いられる重み関数 W をカーネル関数（Kernel B-spline function）と呼び、同図(b)のような分布をもつ。このときの粒子 I の密度は式(3-4)により得られる。

$$\rho^I = \sum_{J=1}^{N} m^J W^{IJ}\left(x^I - x^J, h\right) \tag{3-4}$$

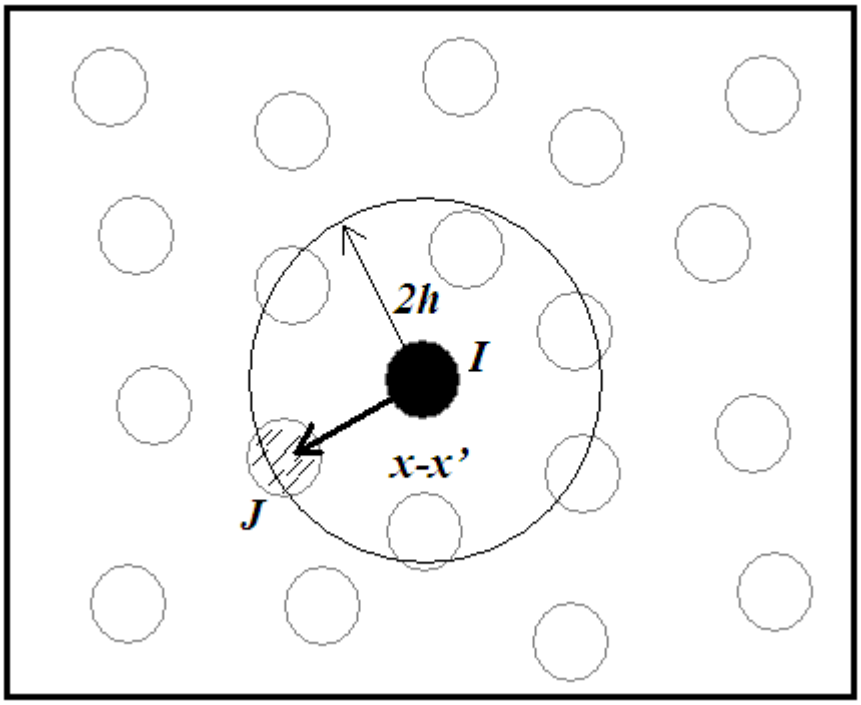
このような SPH 法の概念を各粒子上の物理量 *f(x)*および物理量の空間微分 ∇*f(x)*に適用すると式(3-5)および(3-6)のような近似式を得る。

$$f(x) \approx \int f(x')W(x - x', h)dx' \tag{3-5}$$

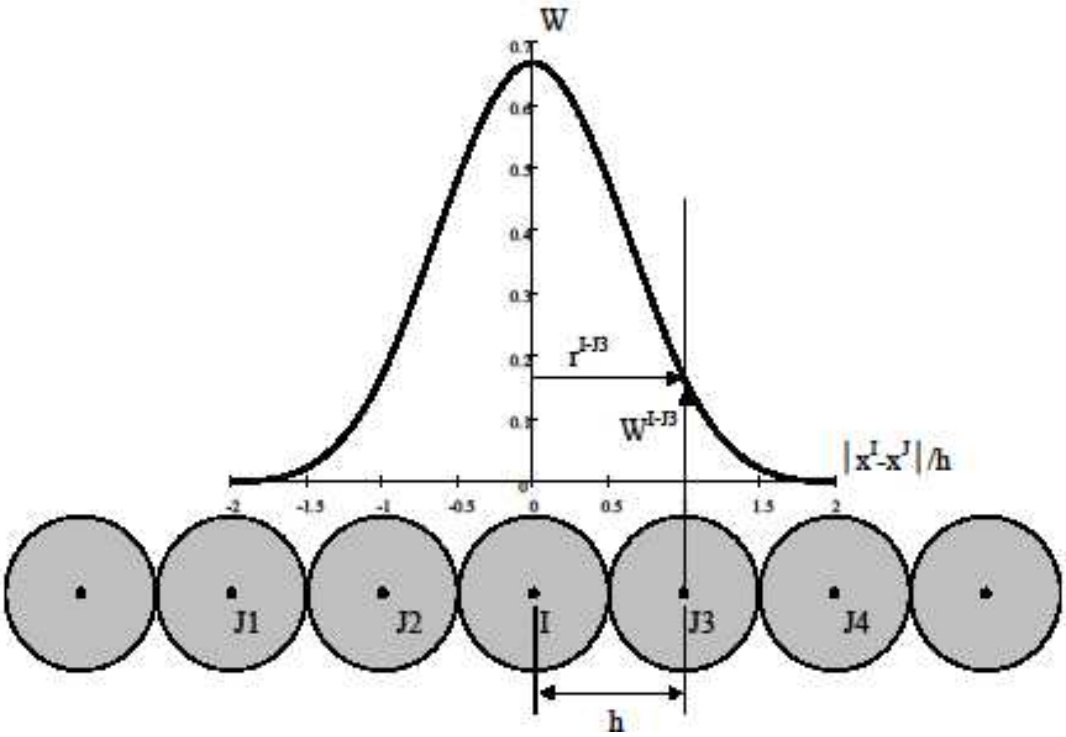
$$\nabla f(x) \approx \int \nabla f(x')W(x - x', h)dx' \tag{3-6}$$

ρ^I：density of particle *I*
m^J：mass of particle *J*
h：smoothing length or particle size
x：position of the center of a particle
W：Kernel B-spline function

これらを質量、運動量、エネルギーの 3 つの保存則に適用することで、SPH 法に対する基礎式が得られる。また、SPH 法は状態方程式や構成則を通じて物性値をそのまま用いることができる。よって、基礎式と状態方程式、構成則を連立させて、補間点である各 SPH 粒子上で解くことにより、陽的に次ステップの解が得られる。



(a) Existing particle in a domain twice of smoothing length from *I*



(b) Kernel density example

Fig.3-3 Notion diagram of SPH method

３．５ 材料モデル

連続体力学は、気体、液体、固体の３相の状態に対して統一的な取り扱いを可能にしようという動機から出発したものである。これに対して、単位面積当たりに働く力を表す物理量として、流体の力学では圧力、固体の力学では応力が主に用いられる。これら 2 種類の物理量に関連を持たせることによって、両力学を統一的に記述することができる。

ここでは、

圧力：P

が、

主応力成分：σ_i の平均値：$\sigma_0=(1/3)(\sigma_1+\sigma_2+\sigma_3)$

と

$P=-\sigma_0$

になる関係にあると仮定すれば、全応力テンソル、偏差応力テンソルおよび圧力の間には、

$\sigma_{ij}=S_{ij}-P\,\delta_{ij}$

なる関係が成立する（但し、δ_{ij} は Kronecker のデルタ）。

このように表すことによって、流体は偏差応力成分が全て零の状態として固体と同様に取り扱うことができ、逆に、固体に対しても圧力を導入することができ熱統計力学とのリンクが可能になる。

3 基礎方程式に含まれる変数の数と方程式の数を比較すると、空間を表す次元を何次に選んでも変数の数が 1 つ多く、これだけは解くことができない。この問題を解決するために、3 基礎方程式に加えて、流体・固体の何れに対しても、圧力の評価式としての状態方程式が、固体に対しては、偏差応力成分の評価式としての構成則が連立して解かれる。熱力学的状態量の２つを独立変数にとり、もう１つの任意の状態量を従属変数にとることによって、状態方程式は表現できるが、通常、衝撃解析コードでは圧力を従属変数に、密度と比内部エネルギーを独立変数にとり、$P=f(\rho,\ E)$の形で表現される。

一方、固体に対しては一般に、$\sigma_{ij}=g(\varepsilon_{ij},\ \dot{\varepsilon}_{ij}, E, K)$で表される構成則が適用される。右辺の独立変数のうち、E は熱軟化を模擬するための比内部エネルギーであり、K は破壊現象を模擬するための損傷関数である。

３．６ 状態方程式

プロジェクタイルとして用いた SUS304 の状態方程式には、高速衝突現象を想定しているため、Mie-Grüneisen 型 Shock Hugoniot モデル[11]を用いた。Shock Hugoniot モデルは、衝突時に材料内部に発生する圧力 P を材料の密度 ρ と、内部エネルギーe の関数としたものであり、衝撃波を考慮した圧力である Hugoniot 圧力 P_h 、Grüneisen 係数 Γ および圧縮率 μ を用いて次式により表すことができる。これを式(3-7)に示す。

$$P = P_h\left(1-\frac{\Gamma}{2}\mu\right)+\Gamma\rho e \tag{3-7}$$

Al_2O_3 の状態方程式には、Polynomial モデルを用いた。Polynomial モデルは、Shock Hugoniot モデルと同様に、衝突時に材料内部に発生する圧力 P を材料の密度 ρ と、内部エネルギーe の関数で表すことができる。このモデルの特徴として圧縮状態と引張状態における違いがある。Grüneisen 係数 Γ および圧縮率 μ を用いて式(3-8)、(3-9)に示す。

$$\mu > 0(compression)$$

$$P = A_1\mu + A_2\mu^2 + A_3\mu^3 + (1+\mu)\Gamma\rho e \tag{3-8}$$

$$\mu < 0(tension)$$

$$P = T_1\mu + T_2\mu^2 + \left(\frac{1+\mu}{B_1\mu}\right)\Gamma\rho e \tag{3-9}$$

A1,A2 A3,T1 T2,B1：constant

３．７ SUS304 の構成則および材料破壊モデル

SUS304 の構成則には、Steinberg-Guinan モデル[12]を用いた。このモデルは、材料の高歪み速度領域における横弾性係数 G および降伏応力 Y に、加工硬化、温度依存性を考慮したモデルである。これらをそれぞれ式(3-10)～(3-12)に示す。

$$G = G_0 \left\{ 1 + \left(\frac{G'_p}{G_0} \right) \frac{p}{\eta^{1/3}} + \left\{ \frac{G'_T}{G_0} \right\} (T - 300) \right\} \tag{3-10}$$

$$Y = Y_0 \left\{ 1 + \left(\frac{Y'_p}{Y_0} \right) \frac{p}{\eta^{1/3}} + \left\{ \frac{G'_T}{G_0} \right\} (T - 300)(1 + \beta\, \varepsilon\ )^n \right\} \tag{3-11}$$

$$Y_0 \left[1 + \beta\, \varepsilon\ \right]^n \le Y_{MAX} \tag{3-12}$$

β：hardening constant
n ：hardening exponent
η：compression(volume)
T ：temperature (degrees K)
[Suffix p and T: pressure and temperature at the reference state
(T = 300 K, p = 0, e = 0)]

SUS304 の材料破壊モデルには、高速衝突現象でのプロジェクタイル貫通時における巨視的な破壊メカニズム（材料の微視的構造を直接破壊のためのパラメータに含めないモデル）として、衝突圧により生じる相当塑性ひずみが限界に達することによる破壊を規定した。規定した限界相当塑性ひずみ値は、実験値とよい一致を示している 0.5 を用いて行った[13]。

３．８ Al_2O_3の構成則および材料破壊モデル

Al_2O_3の構成則と材料破壊モデルには、Johnson-Holmquist モデル[14]を使用した。Johnson-Holmquist モデルは、高ひずみ、高ひずみ速度、高圧力における脆性材料に適用でき、Lagrange 法や Euler 法での計算に適切なモデルである。このモデルでは、圧縮方向はひずみ、引張方向は応力あるいは圧力により破壊するモデルとなっている。Johnson-Holmquist モデルを式(3-13)～(3-29)に示す。

$$\sigma^* = \sigma_i^* - D\left(\sigma_i^* - \sigma_f^*\right) \tag{3-13}$$

$$\sigma_i^* = A\left(P^* + T^*\right)^N \left(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*\right) \tag{3-14}$$

$$\sigma_f^* = B\left(P^*\right)^M \left(1 + C\ln\dot{\varepsilon}^*\right) \tag{3-15}$$

$$D = \sum \Delta\varepsilon_p \Big/ \varepsilon_p^f \quad \left(0 \le D \le 1\right) \tag{3-16}$$

$$\varepsilon_p^f = D1\left(P^* + T^*\right)^{D2} \tag{3-17}$$

$$\sigma^* = \sigma \Big/ \sigma_{HEL} \tag{3-18}$$

$$P^* = P \Big/ P_{HEL} \tag{3-19}$$

$$T^* = T \Big/ P_{HEL} \tag{3-20}$$

$$\dot{\varepsilon}^* = \dot{\varepsilon} \Big/ \dot{\varepsilon}_0 \tag{3-21}$$

$$P = K1 \cdot \mu + K2 \cdot \mu^2 + K3 \cdot \mu^3 + \Delta P \qquad (3\text{-}22)$$

$$\Delta P_{t+\Delta t} = -K1 \cdot \mu_{t+\Delta t} + \sqrt{\left(K1 \cdot \mu_{t+\Delta t} + \Delta P_t\right)^2 + 2 \cdot \beta \cdot K1 \cdot \Delta U} \qquad (3\text{-}23)$$

$$U = \sigma^2 / 6G \qquad (3\text{-}24)$$

$$\sigma_{HEL} = \frac{3}{2}\left(HEL - P_{HEL}\right) \qquad (3\text{-}25)$$

$$P_{HEL} = K1 \cdot \mu_{HEL} + K2 \cdot \mu_{HEL}^2 + K3 \cdot \mu_{HEL}^3 \qquad (3\text{-}26)$$

$$HEL = K1 \cdot \mu_{HEL} + K2 \cdot \mu_{HEL}^2 + K3 \cdot \mu_{HEL}^3 + \frac{4}{3} G \left(\frac{\mu_{HEL}}{1 + \mu_{HEL}} \right) \qquad (3\text{-}27)$$

$$K1 = \frac{E}{3\left(1 - 2\nu\right)} \qquad (3\text{-}28)$$

$$G = \frac{E}{2\left(1 + \nu\right)} \qquad (3\text{-}29)$$

σ ：stress

σ_i^* ：intact strength

σ_f^* ：fracture strength

$\dot{\varepsilon}$ ：strain rate

A：intact strength constant

N：intact strength exponent

C：strain rate constant

B：fractured strength constant

M：fractured strength exponent

D：damage

$\Delta\varepsilon^p$ ：plastic strain

ε_f^p ：plastic strain to fracture under a constant pressure P

$D1$, $D2$：constants

P：pressure

T：hydro tensile limit

$K1$：bulk modulus

G：shear modulus

E：Young's modulus

ν ：Poisson's rate

β ：bulking constant

U：elastic internal energy

HEL：Hugoniot elastic limit

３．９ 解析条件

高速衝突実験で用いた材料と同一のプロジェクタイルおよび試験片（SUS304 および Al_2O_3）を使用し、プロジェクタイルが試験片に衝突する際の試験片の損傷・破壊挙動の解析を行った。２次元軸対称体系を用い、境界条件としては周囲を完全拘束とし、Al_2O_3 は半径 8.0mm の円板とした。ただし、SPH 法を用いた場合には境界条件を設定することができないことから、円板外側の部分に Lagrange 法を用い、半径 10mm の円板とした。実際の衝突実験で用いた Al_2O_3 の寸法は 30×50mm であり、境界条件は自由端固定としているが、衝突点から離れた部分では衝突による影響がないものと判断し、Al_2O_3 は上記の大きさとした。Al_2O_3 の板厚は衝突実験で用いたものと同様に 2.0mm とした。

また、Lagrange 法によるモデルのメッシュ数は SUS304 については 32、Al_2O_3 については 3600 とした。メッシュ間隔は 50μm とし、半径方向のメッシュについては、衝突部から離れるに従い間隔を徐々に広げることとした。これは、衝突による影響が少ない部分ではメッシュ幅を細かくする必要がなく、計算時間の節約をするためである。SPH 法による粒子の数は、SUS304 ついては 167、Al_2O_3 については 25600 とし、粒子サイズは 25μm とした。数値シミュレーションにおける解析条件設定を Fig. 3-4、3-5 に示す。

３．１０ 材料物性値

数値シミュレーションに使用した各材料の状態方程式、構成則、材料破壊モデルおよび物性値を Table 3-1、Table3-2 に示す。

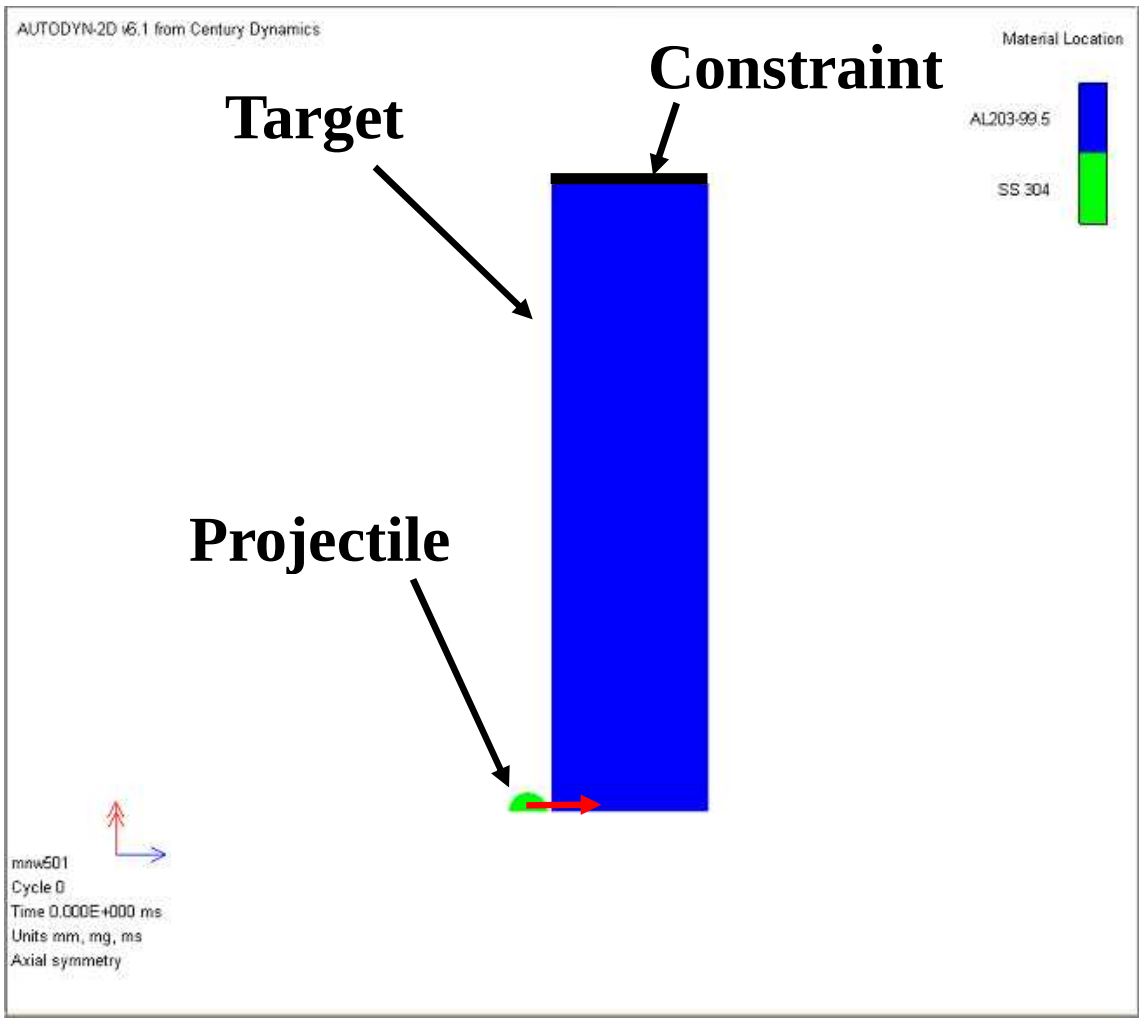


Fig. 3-4 Boundary condition of numerical simulations (Lagrange)

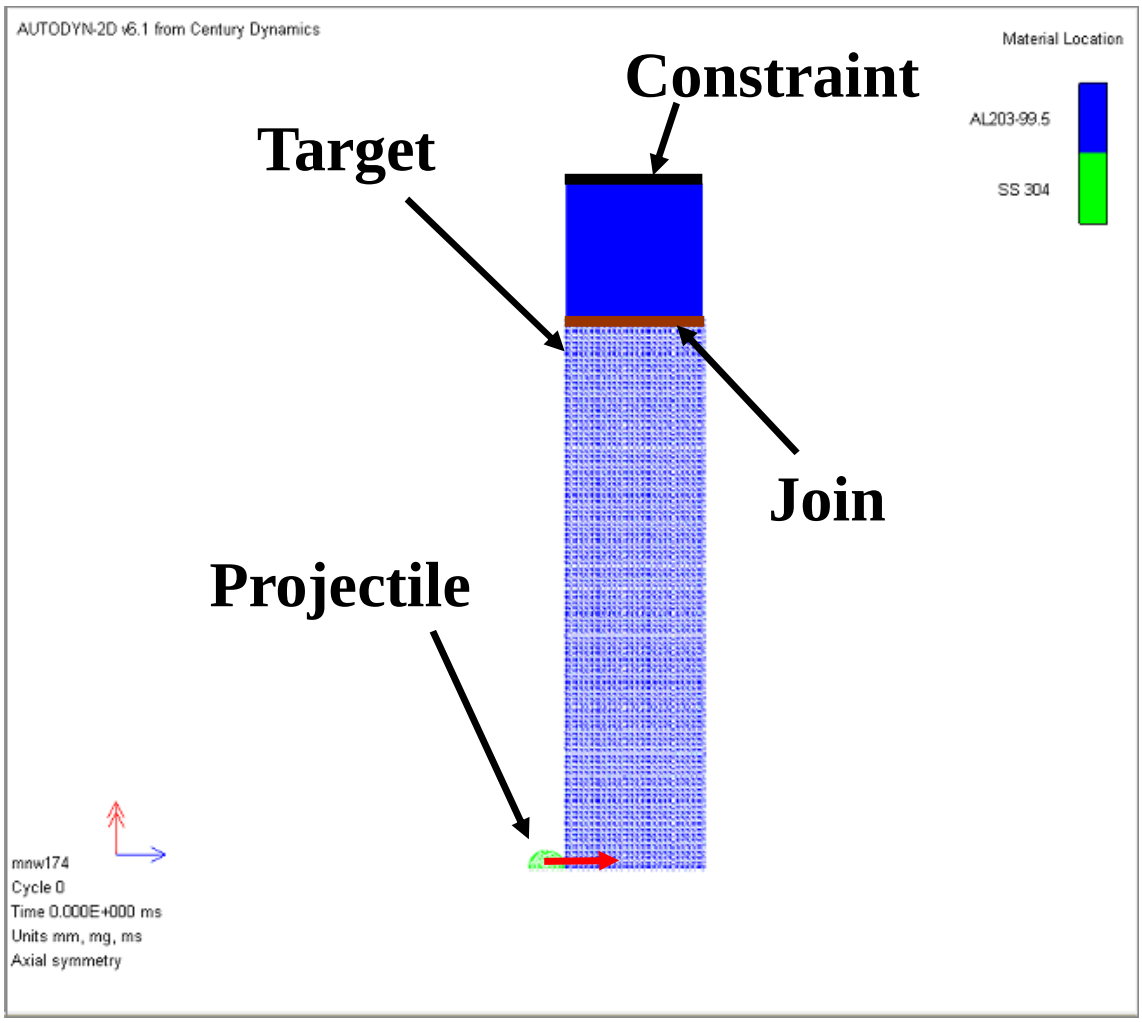


Fig. 3-5 Boundary condition of numerical simulations (SPH)

Table 3-1 Parameter of SUS304

	SUS304
Equation of State	**Shock Hugoniot**
Density ρ (g/cm^3)	7.90
Grüneisen Coefficient Γ *(none)*	1.93
Parameter *C1* (m/s)	4.57×10^3
Parameter *S1* (none)	1.49
Reference Temperature *T* (K)	300
Specific Heat *C* (J/kg•K)	4.23×10^2
Material Strength Model	**Steinberg-Guinan**
Shear Modulus G_0 (kPa)	7.70×10^7
Yield Stress Y_0 (kPa)	3.40×10^5
Max Yield Stress Y_{MAX} (kPa)	2.50×10^6
Hardening Constant β (none)	43.0
Hardening Exponent *n* (none)	0.35
Derivative *G'P* (none)	1.74
Derivative *G'T* (kPa)	-3.504×10^4
Derivative *Y'P* (none)	7.684×10^{-3}
Melting Temperature (K)	2.38×10^3
Material Failure Model	**Plastic Strain**
Plastic Strain (none)	0.5

Table 3-2 Parameter of Al_2O_3

	Al_2O_3
Equation of State	**Polynomial**
Density ρ (g/cm^3)	3.89
Bulk Modulus *A1* (kPa)	2.31×10^8
Parameter *A2* (kPa)	-1.60×10^8
Parameter *A3* (kPa)	2.774×10^9
Parameter *T1* (kPa)	2.31×10^8
Material Strength Model	**Johnson-Holmquist**
Shear Modulus *G* (kPa)	1.52×10^8
Hugoniot Elastic Limit (kPa)	6.57×10^6
Intact Strength Constant *A* (none)	0.88
Intact Strength Exponent *N* (none)	0.64
Strain Rate Constant *C* (none)	0.007
Fractured Strength Constant *B* (none)	0.28
Fractured Strength Exponent *M* (none)	0.60
Max. Fracture Strength Ratio (none)	1.00
Material Failure Model	**Johnson-Holmquist**
Hydro Tensile Limit (kPa)	-2.62×10^7
Damage Constant *D1* (none)	0.01
Damage Constant *D2* (none)	0.70
Bulking Constant *Beta* (none)	1.00

４．衝突速度 1.0km/s 以下の高速衝突

４．１ 緒言

スラスタを実機に搭載し打ち上げた際の衝突条件の再現は現状の地上設備では不可能なため、Si_3N_4 の高速衝突数値シミュレーションは重要である。しかし、セラミックス材料に対する高速衝突の数値シミュレーションは現在までほとんど行われていないため、Si_3N_4 の数値シミュレーションを行うためにはセラミックス材料を用いた数値シミュレーション方法を確立させる必要がある。そのため、セラミックス材料としては最も一般的とされる Al_2O_3 を Si_3N_4 の比較材料として用いた。数値シミュレーションを行うためには、数値シミュレーション結果の妥当性を検証するための基礎データを得る必要がある。そこで、衝突速度 1.0km/s 以下の速度域で Al_2O_3 と Si_3N_4 の微粒子高速衝突実験を行い、それぞれの損傷について検討を行った。また、衝突時の材料の破壊プロセスを詳細に解明するため、Al_2O_3 に対し高速衝突現象の数値シミュレーションを行った。

４．２ 高速衝突実験

メテオロイドを模擬したプロジェクタイルにはφ500μm の SUS304 球を用い、セラミックス試験片には 30mm×50mm×t2.0mm の Al_2O_3 および Si_3N_4 を用いた。試験片の拘束条件は試験片の端をガムテープで固定するのみとし、自由端固定とした。

本研究におけるプロジェクタイルの直径は極めて小さいため、プロジェクタイルの発射にはサボとサボストッパーが必要となる。サボは円柱形で質量 2.0g とし、PE および A1070 を用いた。PE はφ9.6mm、長さ 28mm とし、A1070 はφ9.6mm、長さ 10mm とした。サボの先端中心部に約φ1.0mm の穴を開け、そこにプロジェクタイルを設置した。

サボストッパーには板厚 5.0mm の PC および板厚 1.5mm の A6061-T6 を使用し、発射速度によって使用枚数を変化させた。サボストッパーは両面テープで貼り付けし、中心部に 7.0mm～8.5mm の穴を開け、プロジェクタイルが試験片に衝突できるようにした。サボストッパーと試験片の距離は 30mm とした。

プロジェクタイルの速度測定には、プロジェクタイルの直径が極小であること、およびサボとサボストッパーの衝突の際にプラズマが発生し、プロジェクタイルを撮影することができないという理由から、サボの速度を測定し、プロジェクタイルの速度とした。

本研究で用いたサボを実験装置で発射した場合の発射速度と発射圧力の関係を Fig.4-1 に示す。また、衝突実験を行った際の衝突速度、使用したサボの材料および使用したサボストッパーの材料とその使用枚数を Table 4-1 に示す。さらに、衝突速度が高速の時のサボストッパーの積層構成の概略図を Fig.4-2 に示す。

衝突実験の目標衝突速度を 400m/s、500m/s、600m/s、700m/s とし、Al_2O_3 の場合にはそれぞれ 410m/s、508m/s、595m/s、705m/s の速度で、Si_3N_4 の場合にはそれぞれ 410m/s、532m/s、620m/s、675m/s の速度で衝突させた。その際の発射圧力は Al_2O_3 の場合にはそれぞれ 0.9MPa、1.5MPa、2.8MPa、4.6MPa であり、Si_3N_4 の場合にはそれぞれ 0.9MPa、2.9MPa、3.9MPa、4.9MPa であった。

４．３ 数値シミュレーション評価

微粒子高速衝突時のセラミックス材料の破壊プロセスを詳細に解明するため、Lagrange 法を用いて Al_2O_3 の高速衝突現象の数値シミュレーションを検討した。プロジェクタイルは実験と同様に SUS304 球を用い、直径 500μm とした。Al_2O_3 は、直径 16mm の円板とし、板厚を 2.0mm とした。衝突速度を V=705m/s とし、Johnson-Holmquist 破壊モデルにおいて、Hydro Tensile Limit の値を-2.62×10^5(kPa)～-2.62×10^7(kPa)まで変化させ、衝突時間 50μs における衝突時に材料の前面に生じるクレータの半径と深さを測定し、実験結果と比較した。

数値シミュレーションによって得られたクレータの大きさと Hydro Tensile Limit の関係を Fig.4-3 に示す。Hydro Tensile Limit の値を-2.62×10^7(kPa)とした場合、Al_2O_3 の損傷はクレータの半径も深さも 0 となっていることがわかる。衝突速度 705m/s の時の実験結果においても Al_2O_3 に損傷はなかった。そこで、Hydro Tensile Limit の値を-2.62×10^7(kPa)として数値シミュレーションを行うこととした。

４．４ ヘルツの接触応力

粒子の衝突によって生じる応力をヘルツの接触応力[15]を用いて検討を行った。粒子が平板に速度 V で衝突した時、衝突時に発生する最大圧力 P_{max} は式(4-1)により与えられる。

$$P_{\max} = \left[\frac{40\rho_p}{\pi^4} \left\{ \frac{E_1 E_2}{\left(1-\nu_1^2\right)E_2 + \left(1-\nu_2^2\right)E_1} \right\}^4 \right]^{1/5} V^{2/5} \qquad (4\text{-}1)$$

ここで、ν_1、ν_2 はそれぞれプロジェクタイルおよび材料のポアソン比、ρ_p はプロジェクタイルの密度、E_1、E_2 はそれぞれプロジェクタイルおよび材料の縦弾性係数である。接触部に生ずる応力のうち、最大応力は接触面中心における圧縮応力 σ_z であり、ほかの主応力 σ_r 、σ_θ は等しく、

$$\sigma_z = -P_{\max} \qquad (4\text{-}2)$$

$$\sigma_r, \sigma_\theta = -\frac{\left(1+2\nu_2\right)}{2} P_{\max} \qquad (4\text{-}3)$$

となる。セラミックスのような脆性材料では、次式に示す接触円周上の最大引張応力により破壊され、接触円に相当するリング状のクラックが生じ、これらが重なり合いながら破壊が進行することになる。

$$\sigma_r = \frac{1-2\nu_2}{3} P_{\max} \qquad (4\text{-}4)$$

よって、周方向応力は式(4-5)により求めることができる。

$$\sigma_r = \frac{1-2\nu_2}{3} \left[\frac{40\rho_p}{\pi^4} \left(\frac{E_1 E_2}{\left(1-\nu_1^2\right)E_2 + \left(1-\nu_2^2\right)E_1} \right)^4 \right]^{\frac{1}{5}} V^{\frac{2}{5}} \qquad (4\text{-}5)$$

４．５ 結言

Al_2O_3 および Si_3N_4 の衝突実験後の衝突部をデジタルマイクロスコープにより観察を行った。その結果を Fig.4-4 および Fig.4-5 に示す。Al_2O_3、Si_3N_4 ともに衝突部に衝突痕を確認することができる。また、レーザー顕微鏡を用い、Al_2O_3 および Si_3N_4 の衝突痕の直径を求めた。その結果を Fig.4-6、Fig.4-7、Table 4-2 および Table 4-3 に示す。衝突痕の直径は Al_2O_3、Si_3N_4 ともに衝突速度の増加につれて大きくなっていることがわかる。加えて、Al_2O_3 および Si_3N_4 の衝突実験後の衝突部を高精度形状測定システムにより観察を行った。その結果を Fig.4-8 および Fig.4-9 に示す。Fig.4-9 は衝突速度 675m/s で衝突させた場合の結果である。Al_2O_3 は全ての衝突速度で衝突箇所に凸部が存在することがわかる。一方 Si_3N_4 の衝突箇所はほとんど損傷がなく、衝突による影響が確認できなかった。そこで、走査型電子顕微鏡（SEM）およびエネルギー分散型 X 線分析装置を用いて衝突箇所の成分分析を行った。その結果を Fig.4-10～Fig.4-17 に示す。同図は、色の付いている部分にそれぞれの成分が付いていることを表す。この結果から、Al_2O_3 および Si_3N_4 のすべての衝突速度で衝突痕とその付近にプロジェクタイルの構成成分である鉄(Fe)、クロム(Cr)、ニッケル(Ni)の各成分を確認することができた。したがって、Al_2O_3 の衝突痕の凸部は、プロジェクタイルである SUS304 が付着したものであることがわかった。SUS304 が付着した理由としては、プロジェクタイルの SUS304 が衝突の瞬間に融解し、付着したものと考えられる。さらに、高精度形状測定システムにより Al_2O_3 に付着しているプロジェクタイルの体積を求めたところ、衝突速度 410m/s、508m/s、595m/s、705m/s でそれぞれプロジェクタイルの付着体積は約 5%、10%、14%、14%であった。これは衝突エネルギーの増加とともにプロジェクタイルの融解量が増加したためと考えられる。

Si_3N_4 においては衝突部にほとんど損傷がなかったことから、プロジェクタイルの構成成分の付着はあるが、その量はわずかであると考えられる。Si_3N_4 では試料表面の加工傷が粗く深いため、衝突したプロジェクタイルは破砕し、プロジェクタイルの付着量が少なかったものと考えられる。

さらに、塩酸により付着したプロジェクタイルを溶解し、再び高精度形状測定システムで測定したところ、Al_2O_3、Si_3N_4 ともに損傷は確認できなかった。

Al_2O_3 に SUS304 球を衝突速度 705m/s で衝突させた場合の数値シミュレーション結果を Fig.4-18 に示す。同図は衝突時間 0.25μs、0.35μs および 0.40μs における主応力の変化である。Al_2O_3 の内部に応力が伝播し、徐々に材料全体に広がっていく様子がわかる。さらに、Fig.4-19 には Al_2O_3 の損傷の数値シミュレーションの結果を示す。同図において Damage 値が 1 を超えた場合に破壊が発生す

ることになるが、いずれも破壊は生じておらず、衝突時の Al_2O_3 は、実験結果と同様に数値シミュレーションでも損傷が発生しないことが確認できた。しかし、衝突したプロジェクタイルは実験結果とは異なり Al_2O_3 に付着することはなく、反発していることがわかる。これは、Lagrange 法を用いた本解析手法では、メッシュのひずみが著しい部分は削除されてしまうため、プロジェクタイルの融解が起こる程の大きい変形ではメッシュが削除され、融解して付着するプロジェクタイルの挙動は再現することはできなかった。また、反発したプロジェクタイルの体積を求めたところ、衝突前の約 13%となった。これは、衝突したプロジェクタイルの大部分は破砕あるいは液化、気化するのではないかと考えられる。

さらに、衝突速度を 780m/s および 790m/s とした場合の衝突時間 10μs における損傷の数値シミュレーションの結果を Fig.4-20 に示す。780m/s では Damage 値が 1 に達していないため、材料内部に損傷の蓄積はあるが破壊には至っていない。一方 790m/s では、衝突部の Damage 値が 1 に達しており破壊が生じている。つまり、Al_2O_3 は衝突速度 780m/s と 790m/s の間に破壊の境界速度があるものと考えられる。

Fig.4-21 に式(4-5)から求めた衝突時の最大周方向応力と衝突速度の関係を示す。Al_2O_3 および Si_3N_4 の一般的な引張強さは、それぞれ 500MPa、1000MPa であり、理論的には Al_2O_3 および Si_3N_4 は、実験衝突速度においてそれぞれの引張強さを超え、破壊クラックが生ずることになるが、実際には破壊が生じなかった。この原因としては、プロジェクタイルが極めて小さいため、引張応力が発生する部位の面積は非常に小さくなり、亀裂がその部分に生じにくいためと考えられる。また、プロジェクタイルが衝突の瞬間に融解を引き起こすため、その相変化によりプロジェクタイルの衝突エネルギーが損失し、理論上の引張強さを超えても破壊が起こらなかったものと考えられる。Al_2O_3 の数値シミュレーション結果においても、衝突時には引張強さを超えているが破壊が生じなかった。

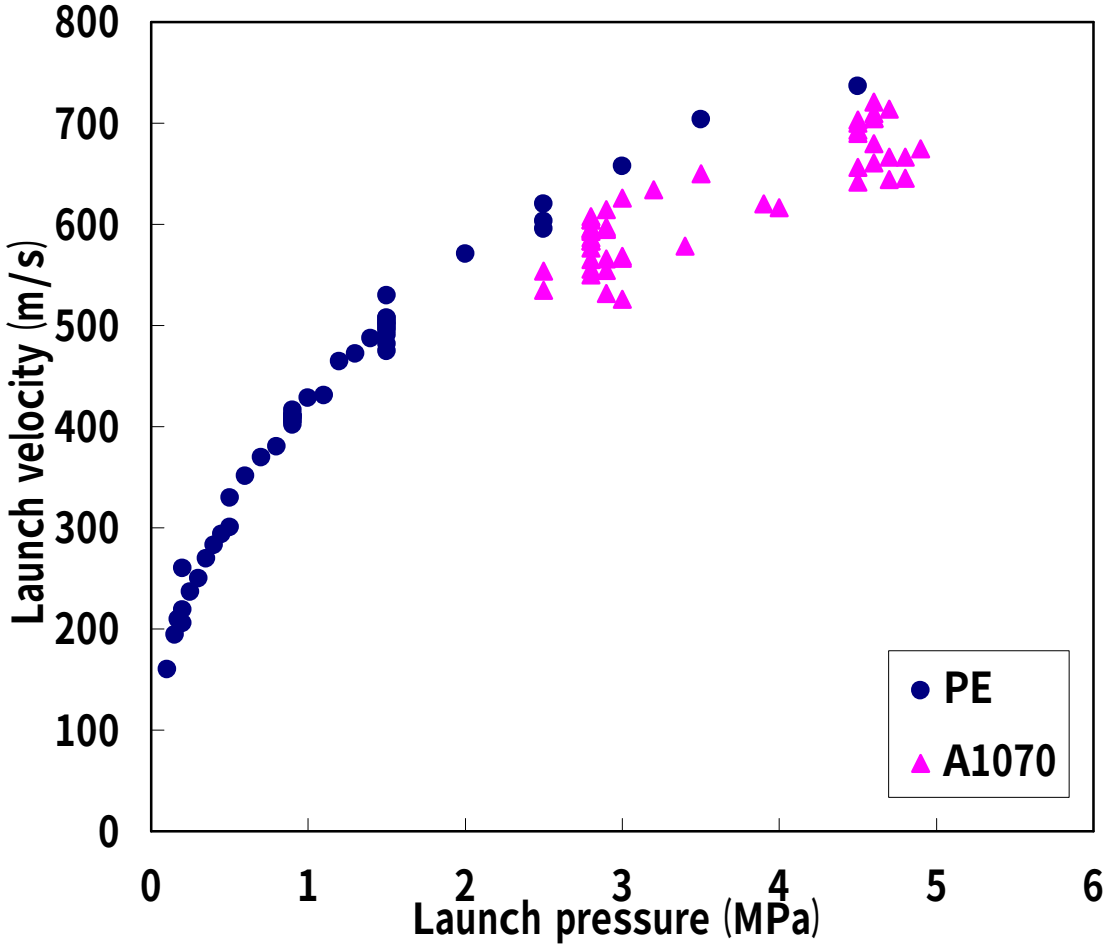


Fig.4-1 Correlation of launch velocity and launch pressure

Table 4-1 Sabot and sabot stopper

Velocity(m/s)	410 508	595	532 620 675 705
Sabot	PE	A1070	A1070
Sabot stopper	PC5.0mm ×2ply	PC5.0mm ×4ply	PC5.0mm×5ply + A6061-T6 1.5mm×2ply

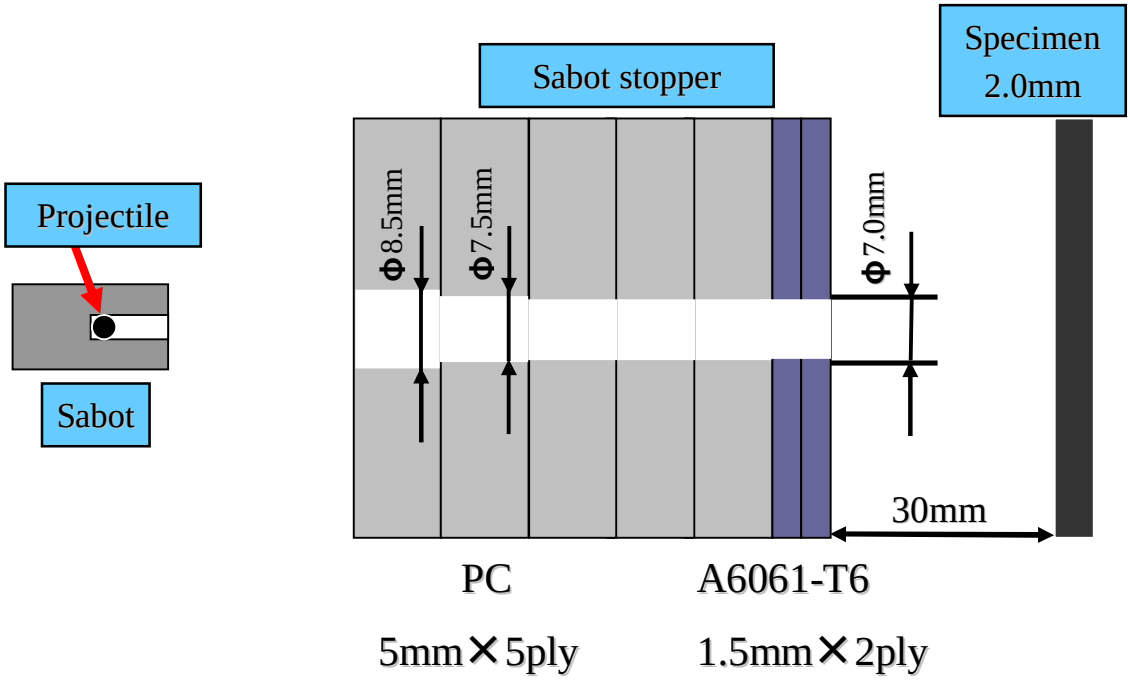


Fig.4-2 Schematic diagram of sabot and sabot stopper

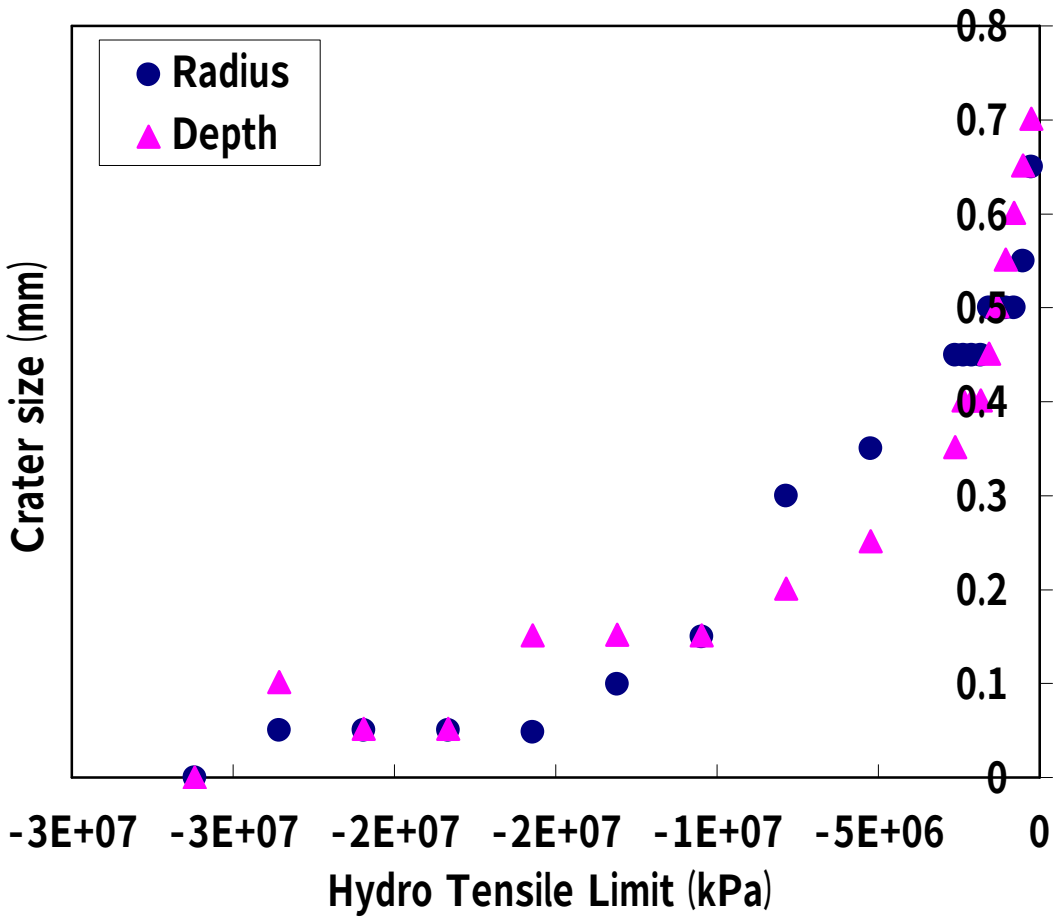
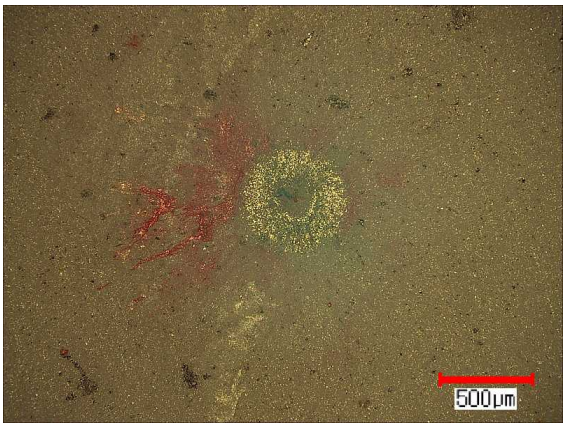
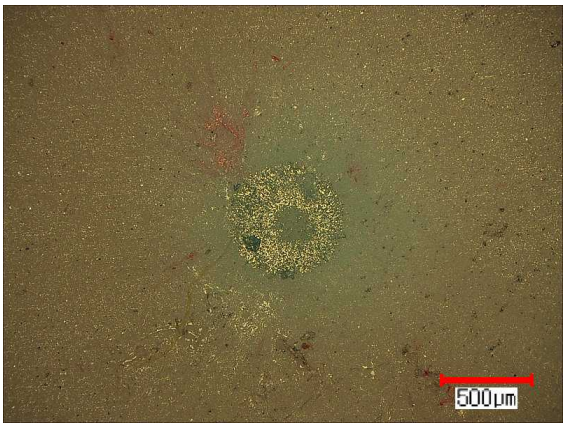


Fig.4-3 Effect of Hydro Tensile Limit of crater size



(a) Impact velocity=410m/s

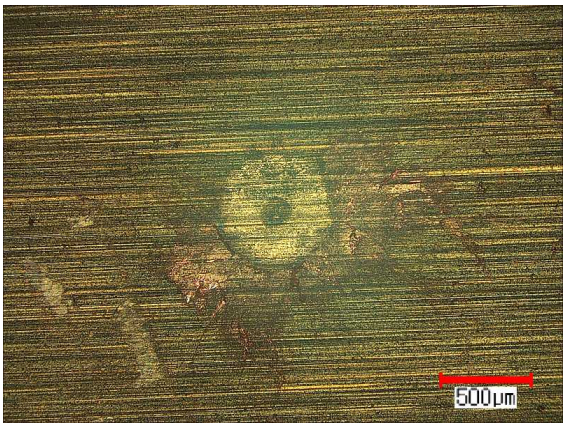


(b) Impact velocity=508m/s

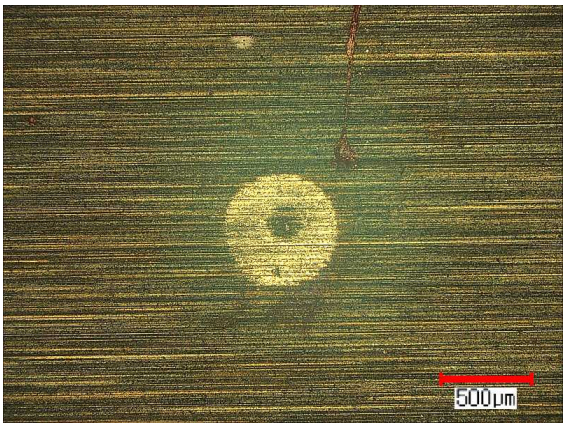
(c) Impact velocity=595m/s

(d) Impact velocity=705m/s

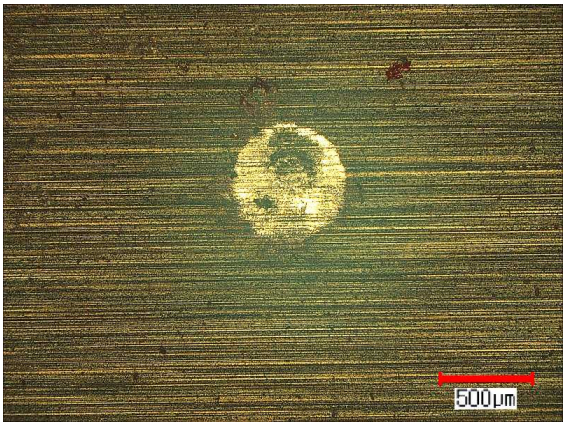
Fig.4-4 Digital microscope observations of impact surface of Al_2O_3



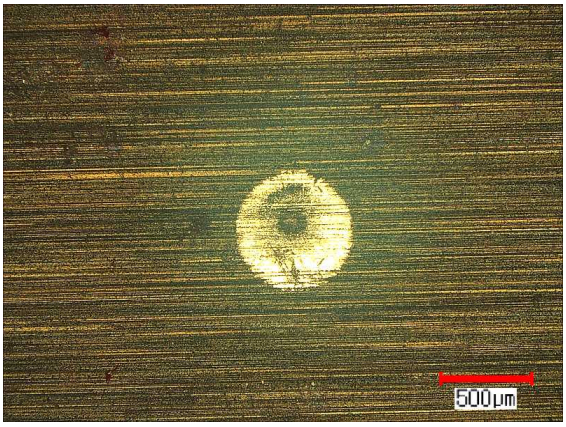
(a) Impact velocity=410m/s



(b) Impact velocity=532m/s

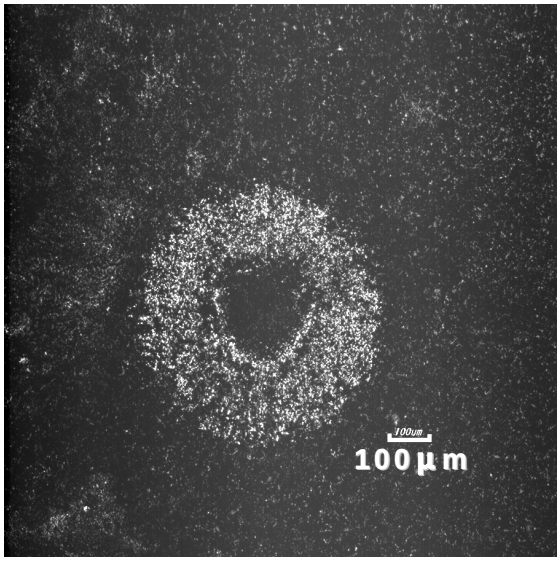


(c) Impact velocity=620m/s

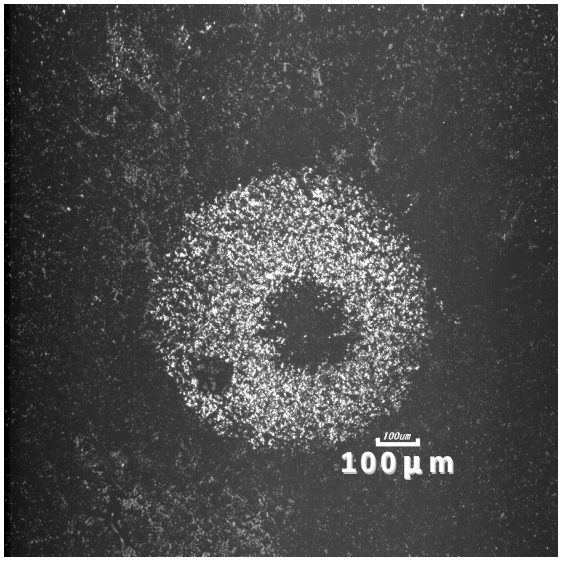


(d) Impact velocity=675m/s

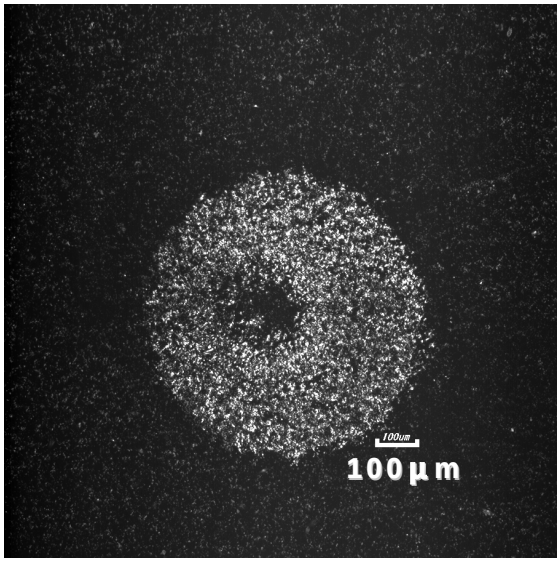
Fig.4-5 Digital microscope observations of impact surface of Si_3N_4



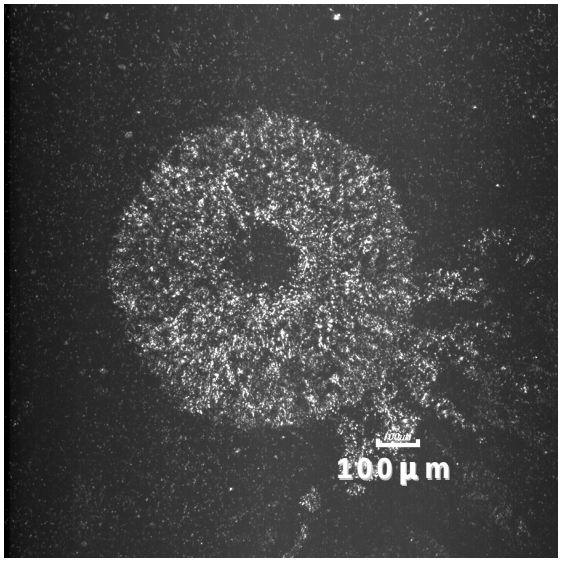
(a) Impact velocity=410m/s



(b) Impact velocity=508m/s



(c) Impact velocity=595m/s

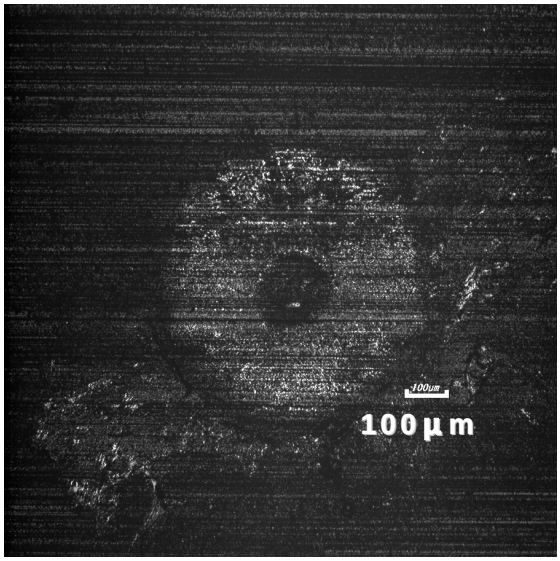


(d) Impact velocity=705m/s

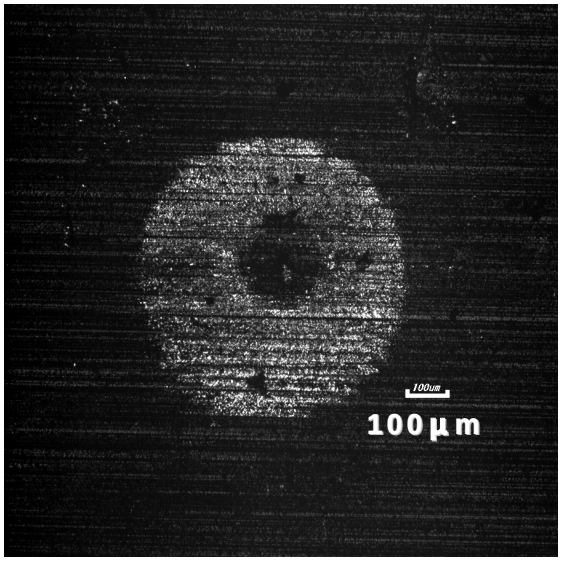
Fig.4-6 Laser microscope observations of impact surface of Al_2O_3

Table 4-2 Impact trace diameter of Al_2O_3

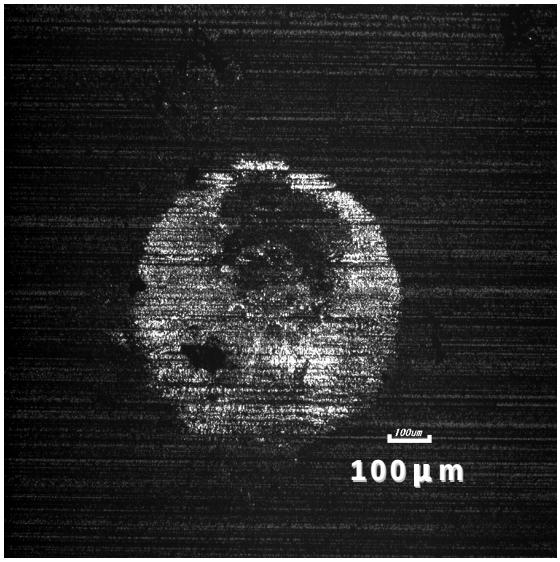
Impact velocity（m/s）	410	508	595	705
Diameter（μm）	550.64	630.47	642.20	698.20



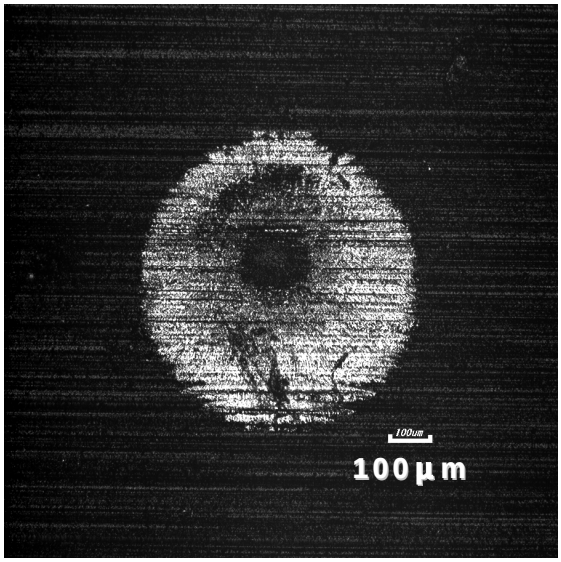
(a) Impact velocity=410m/s



(b) Impact velocity=532m/s



(c) Impact velocity=620m/s

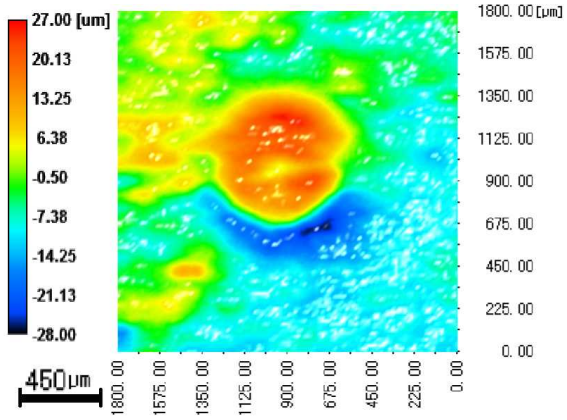


(d) Impact velocity=675m/s

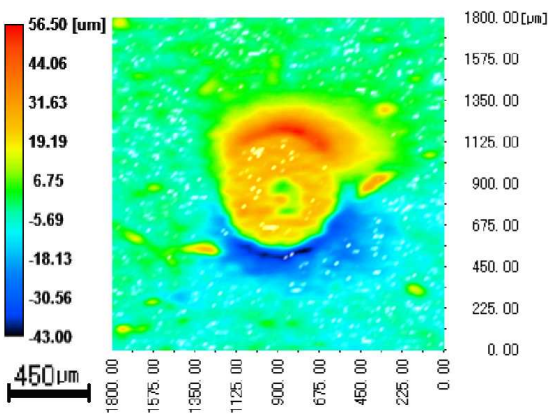
Fig.4-7 Laser microscope observations of impact surface of Si_3N_4

Table 4-3 Impact trace diameter of Si_3N_4

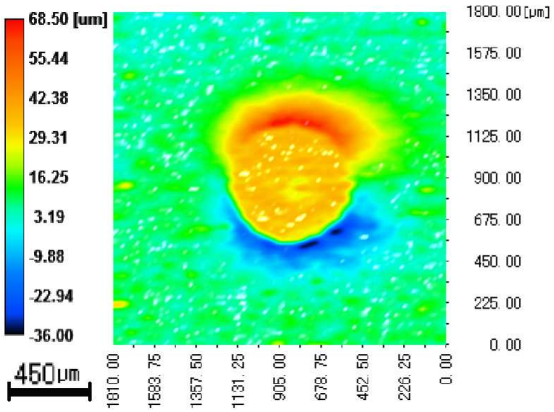
Impact velocity（m/s）	410	532	620	675
Diameter（μm）	577.50	618.10	623.40	642.57



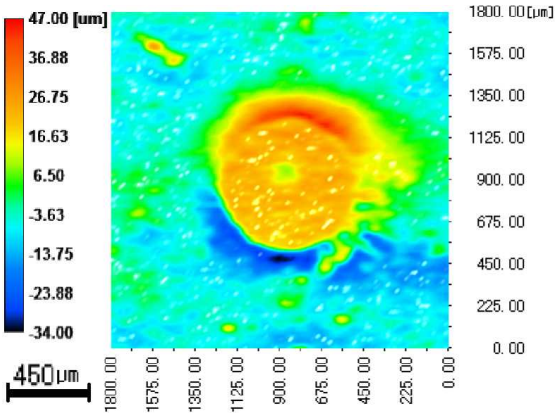
(a) Impact velocity=410m/s



(b) Impact velocity=508m/s

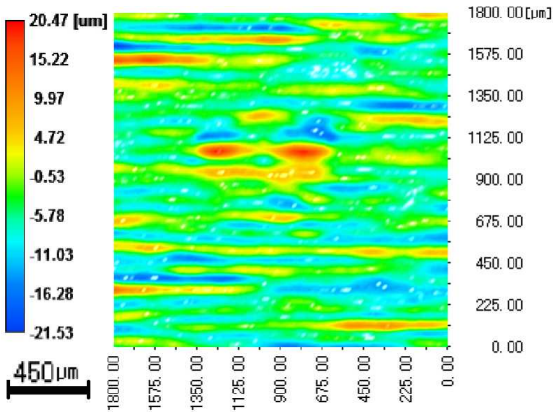


(c) Impact velocity=595m/s



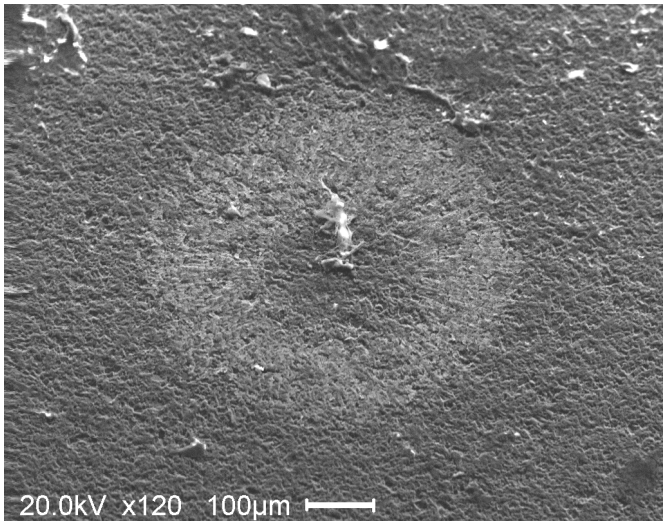
(d) Impact velocity=705m/s

Fig.4-8 Form measurement results of impact surface of Al_2O_3

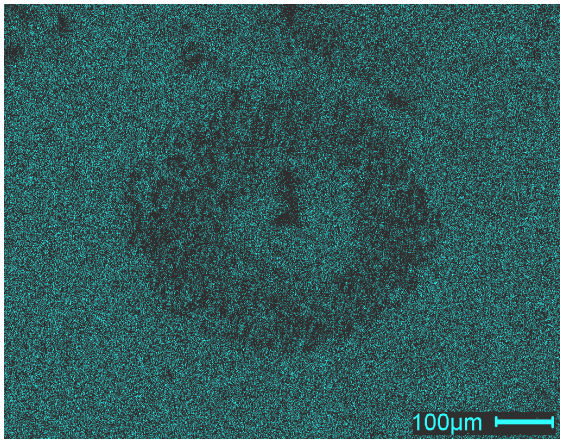


Impact velocity=675m/s

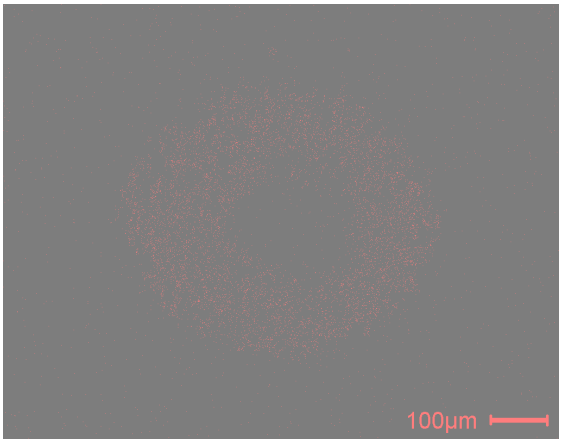
Fig.4-9 Form measurement result of impact surface of Si_3N_4



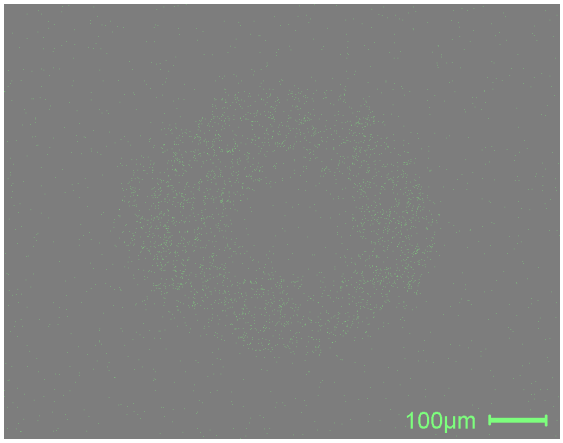
(a) SEM image



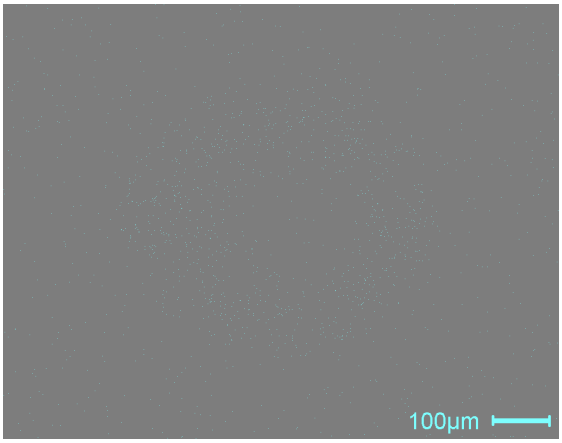
(b) Al component



(c) Fe component



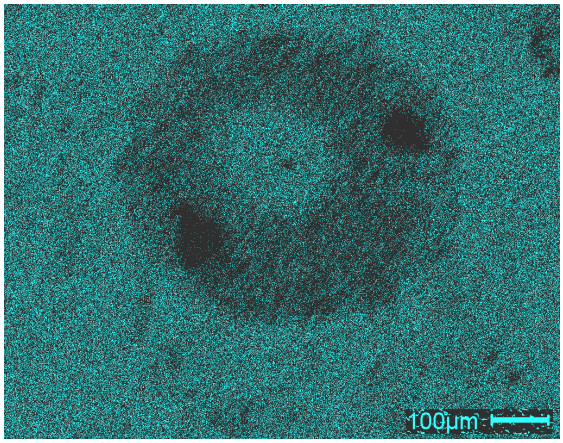
(d) Cr component



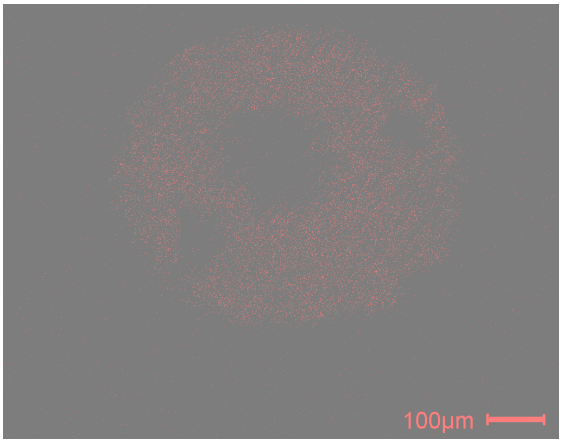
(e) Ni component

Fig.4-10 SEM observation and component analysis results of Al_2O_3
(Impact velocity=410m/s)

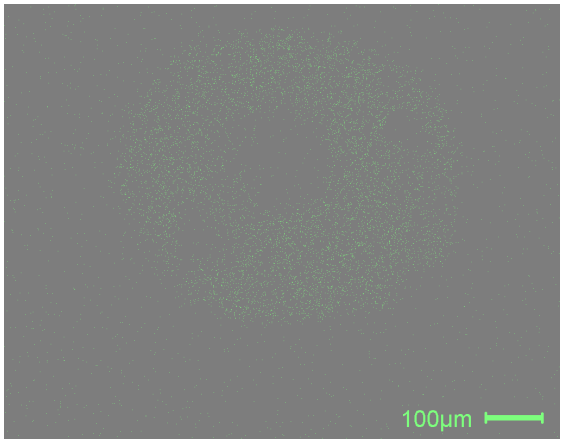
(a) SEM image



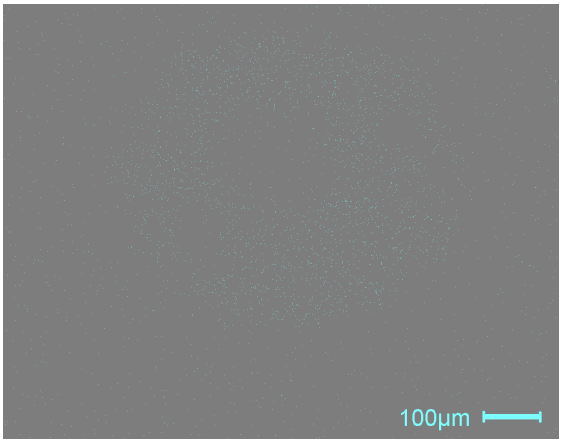
(b) Al component



(c) Fe component

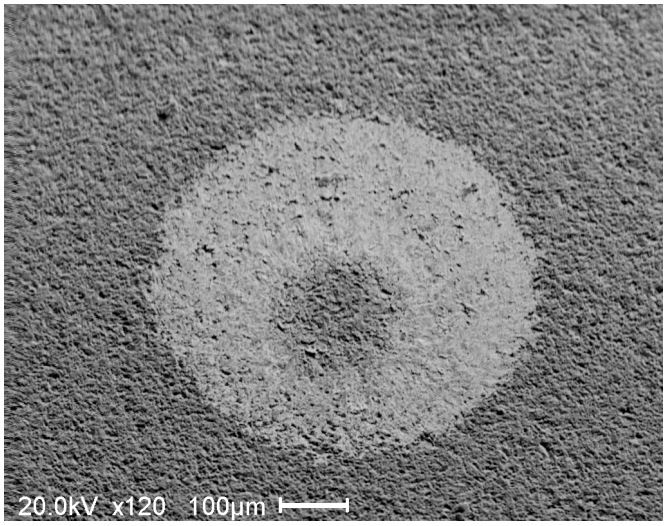


(d) Cr component

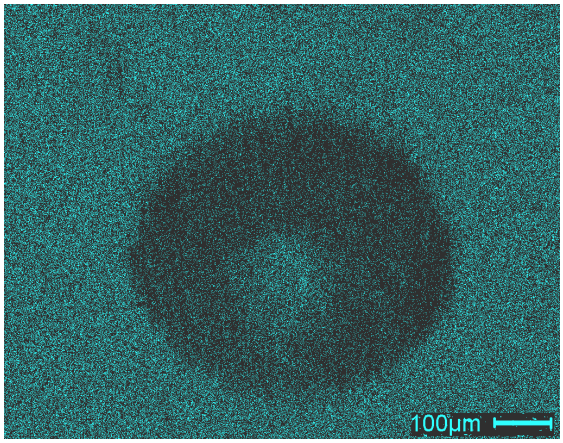


(e) Ni component

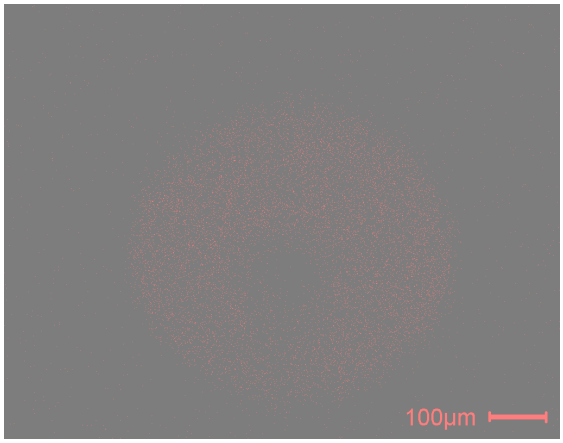
Fig.4-11 SEM observation and component analysis results of Al_2O_3
(Impact velocity=508m/s)



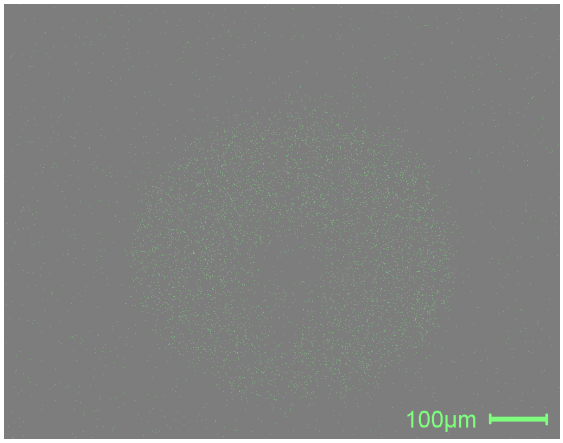
(a) SEM image



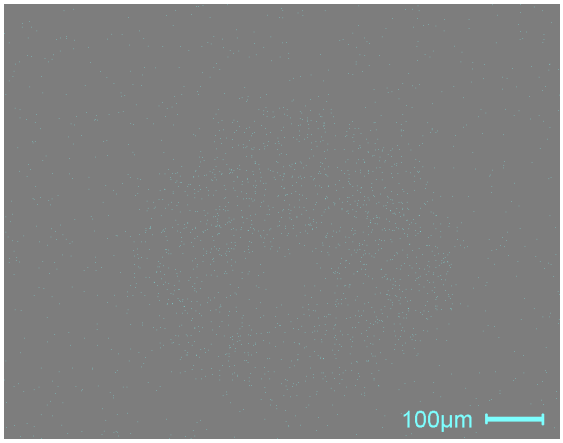
(b) Al component



(b) Fe component

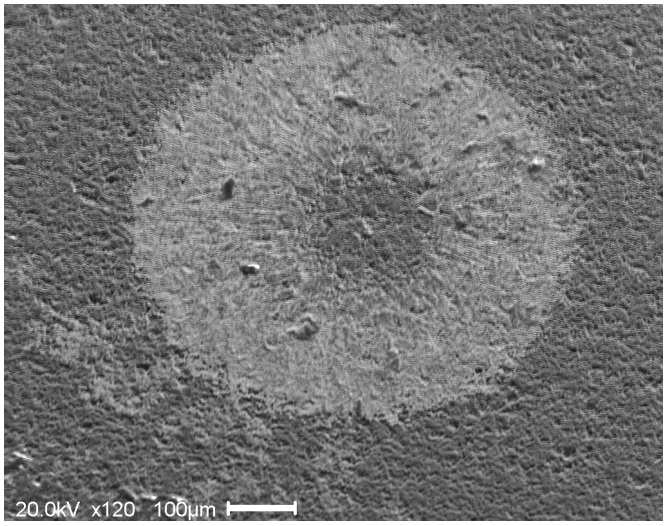


(d) Cr component

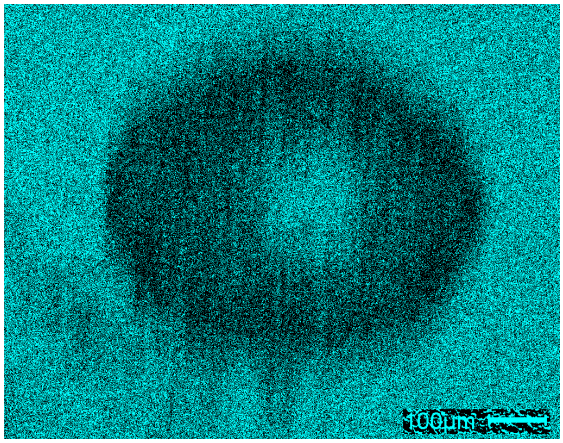


(e) Ni component

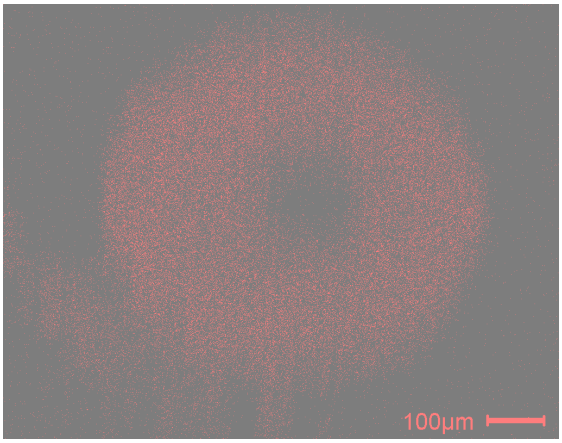
Fig.4-12 SEM observation and component analysis results of Al_2O_3
(Impact velocity=595m/s)



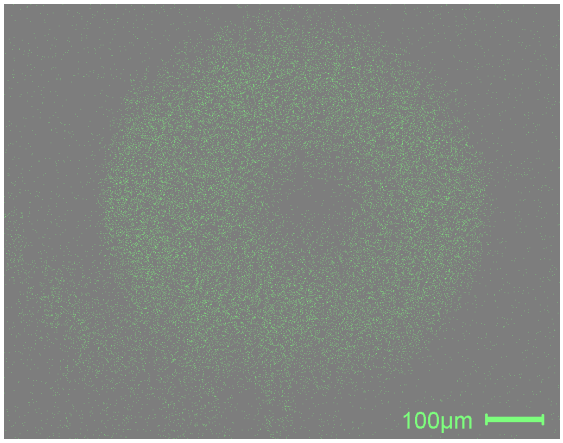
(a) SEM image



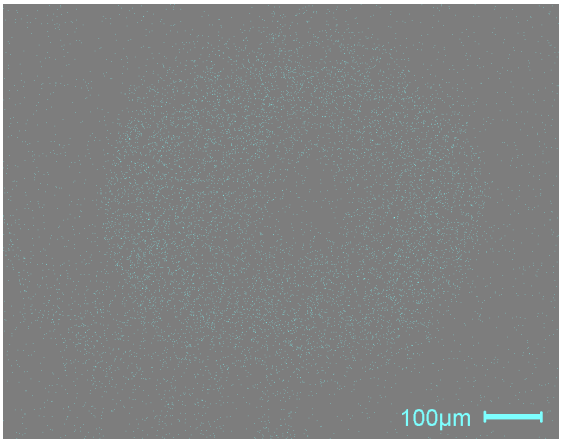
(b) Al component



(c) Fe component

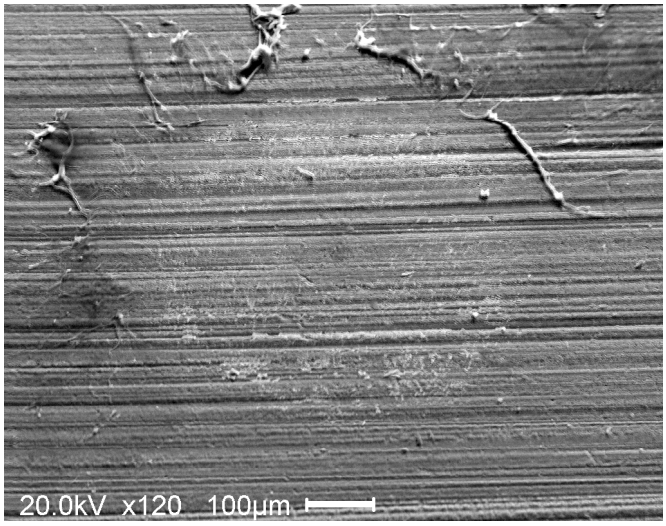


(d) Cr component

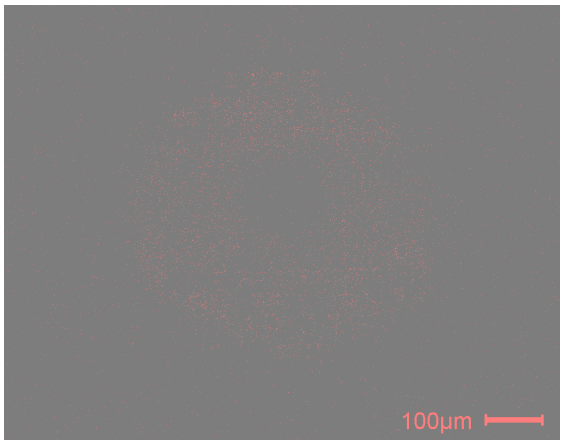


(e) Ni component

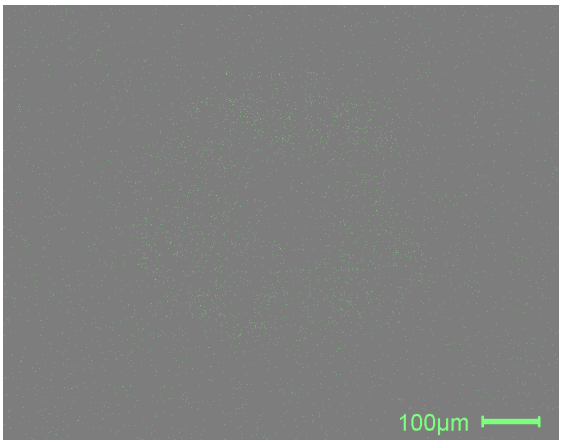
Fig.4-13 SEM observation and component analysis results of Al_2O_3
(Impact velocity=705m/s)



(a) SEM image

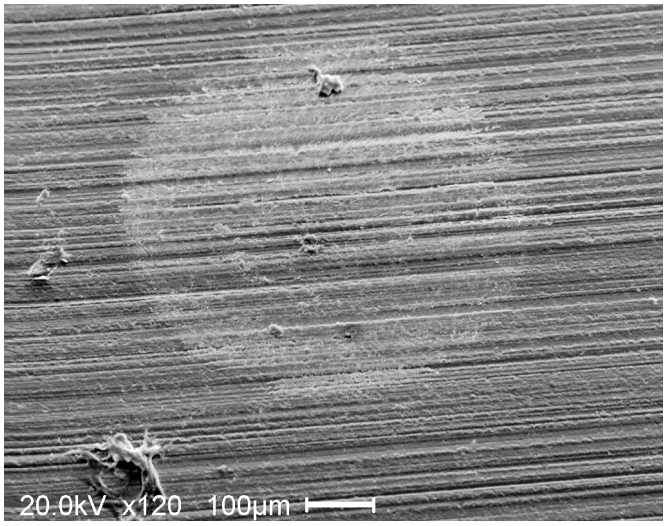


(b) Fe component

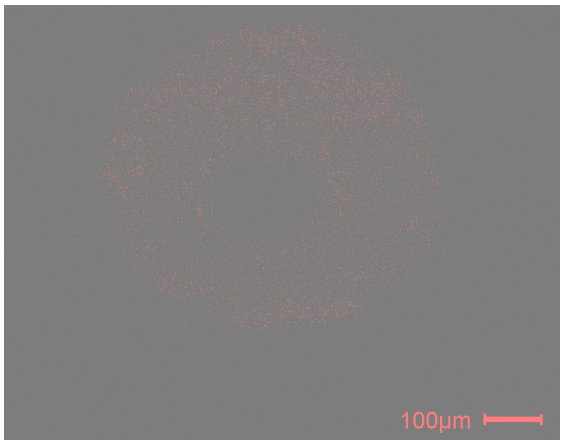


(c) Cr component

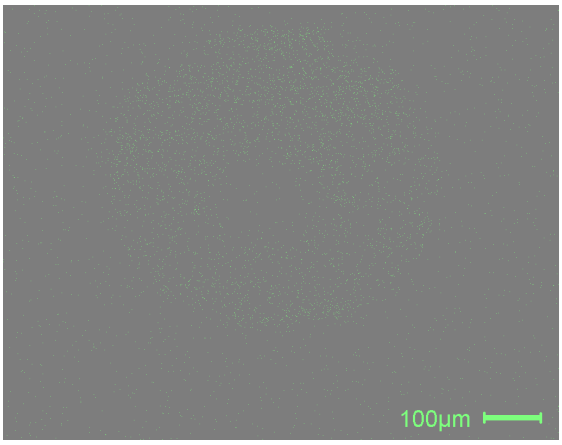
Fig.4-14 SEM observation and component analysis results of Si_3N_4
(Impact velocity=410m/s)



(a) SEM image

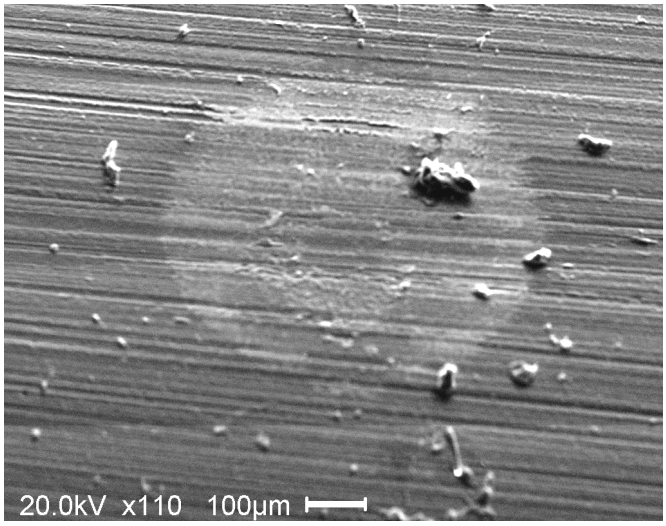


(b) Fe component

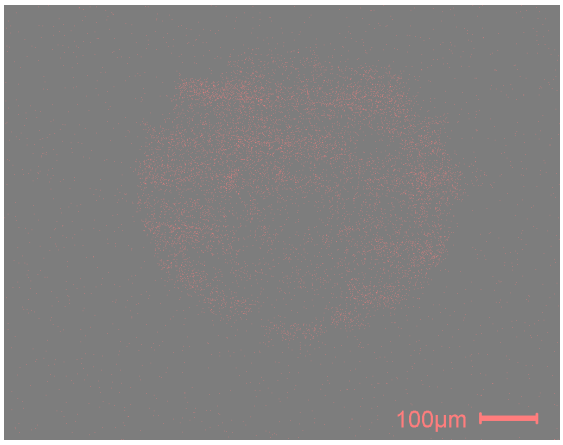


(c) Cr component

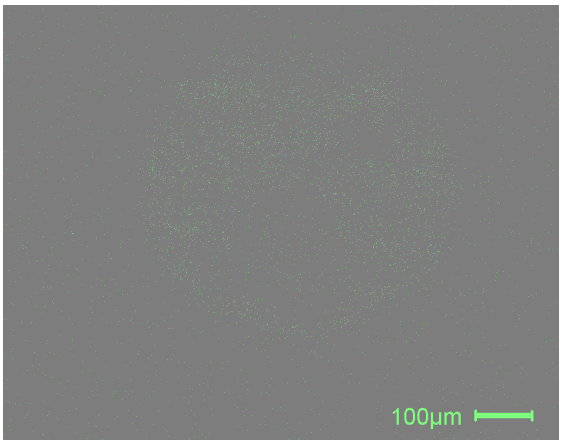
Fig.4-15 SEM observation and component analysis results of Si_3N_4
(Impact velocity=532m/s)



(a) SEM image

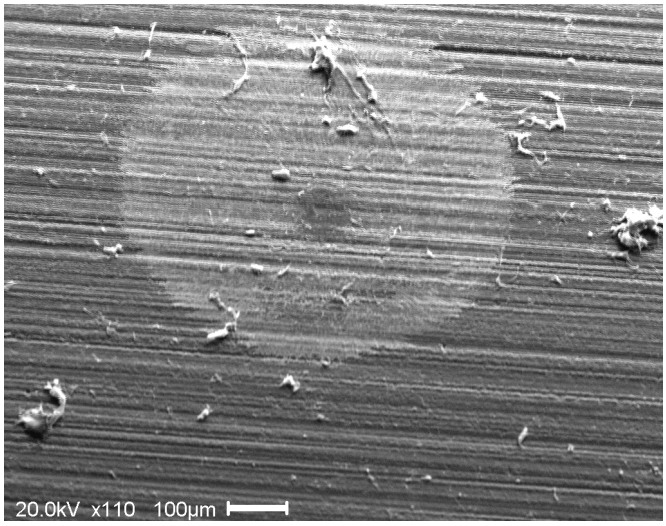


(b) Fe component

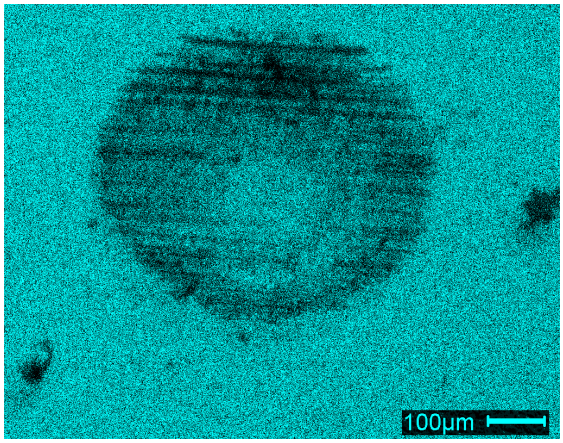


(c) Cr component

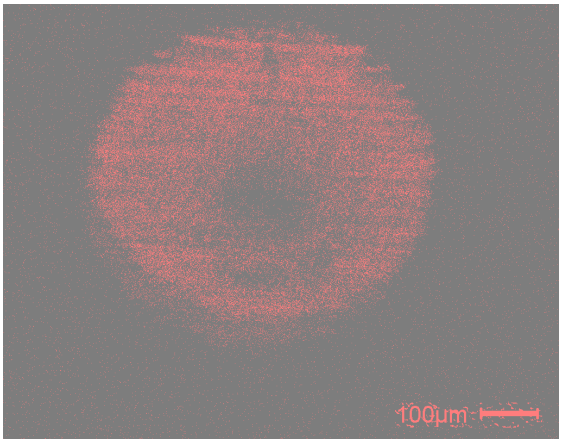
Fig.4-16 SEM observation and component analysis results of Si_3N_4
(Impact velocity=620m/s)



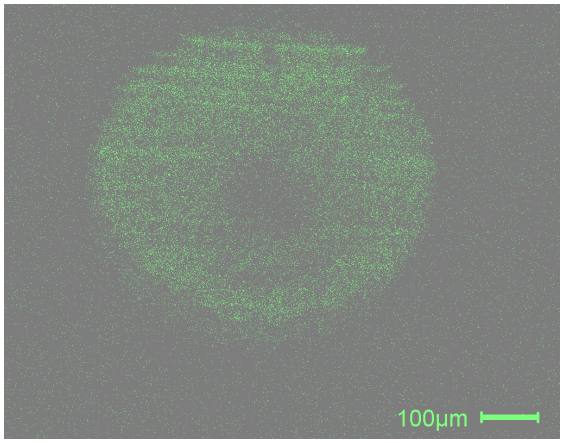
(a) SEM image



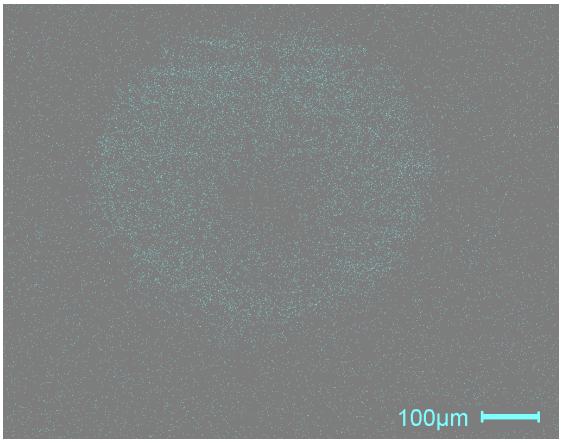
(b) Si component



(c) Fe component

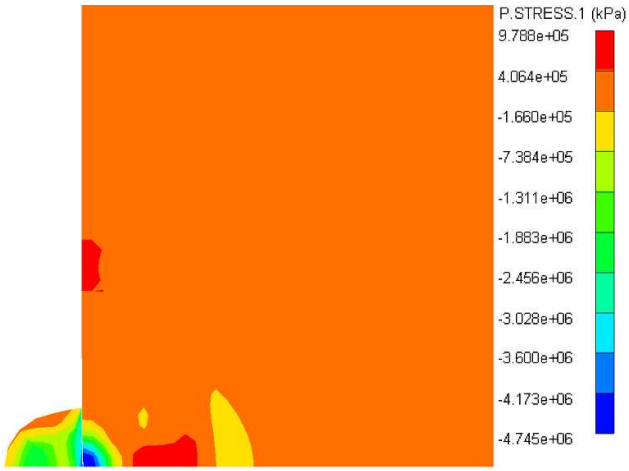


(d) Cr component

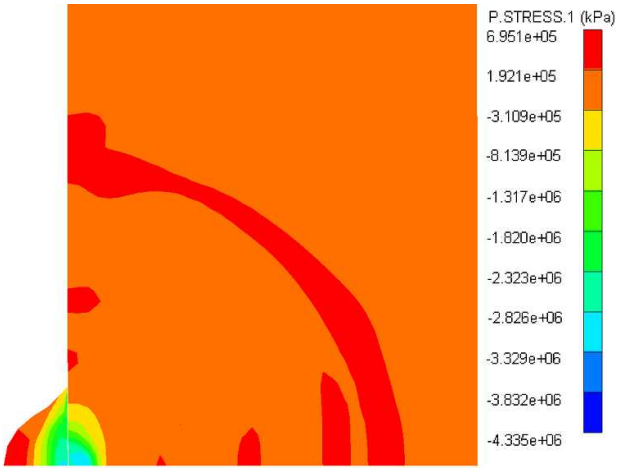


(e) Ni component

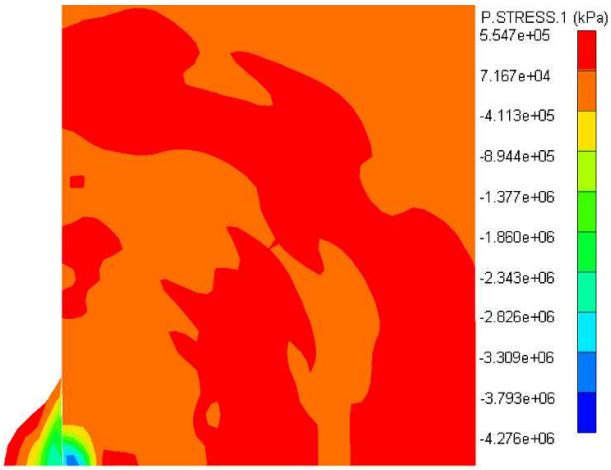
Fig.4-17 SEM observation and component analysis results of Si_3N_4
(Impact velocity=675m/s)



(a) 0.25 μs

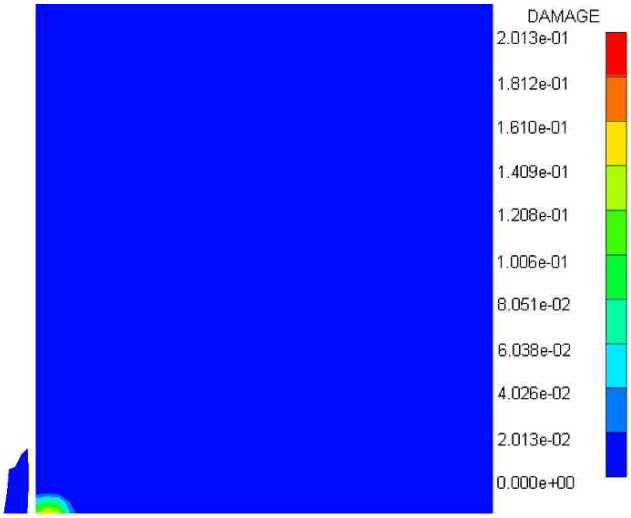


(b) 0.35 μs

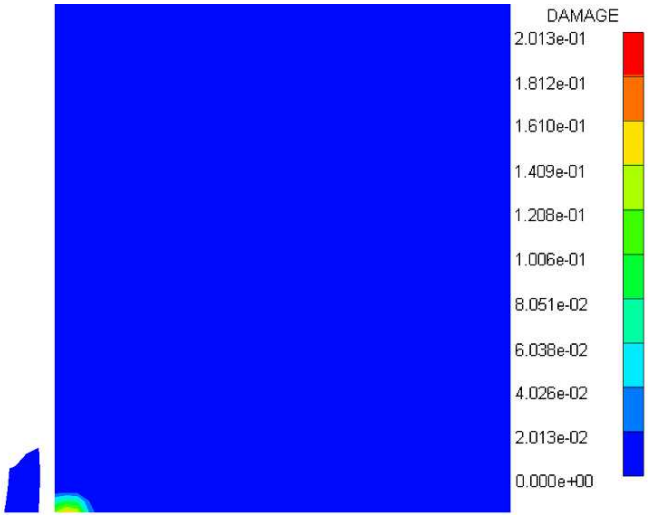


(c) 0.40 μs

Fig.4-18 Stress distribution of Al_2O_3 (impact velocity=705m/s)

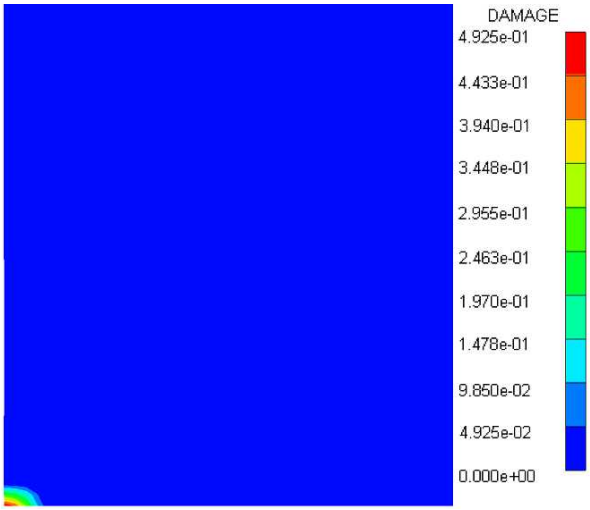


(a) 10 μs

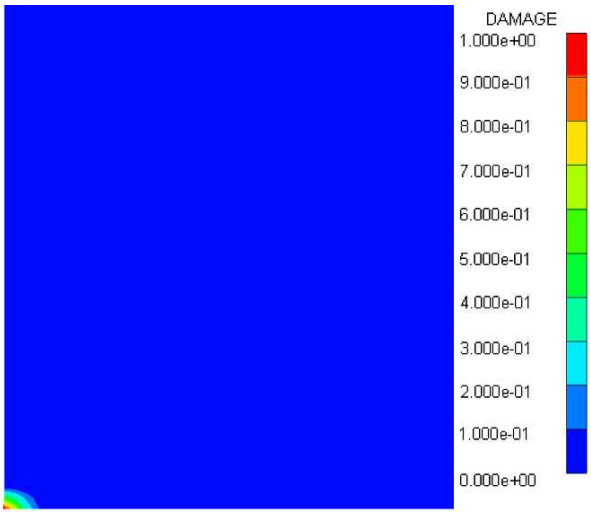


(b) 20 μs

Fig.4-19 Damage of Al_2O_3 (impact velocity=705m/s)



(a) 10 μs



(b) 20 μs

Fig.4-20 Damage of Al_2O_3 (impact velocity=780m/s ,790m/s, elapsed time=10 μs)

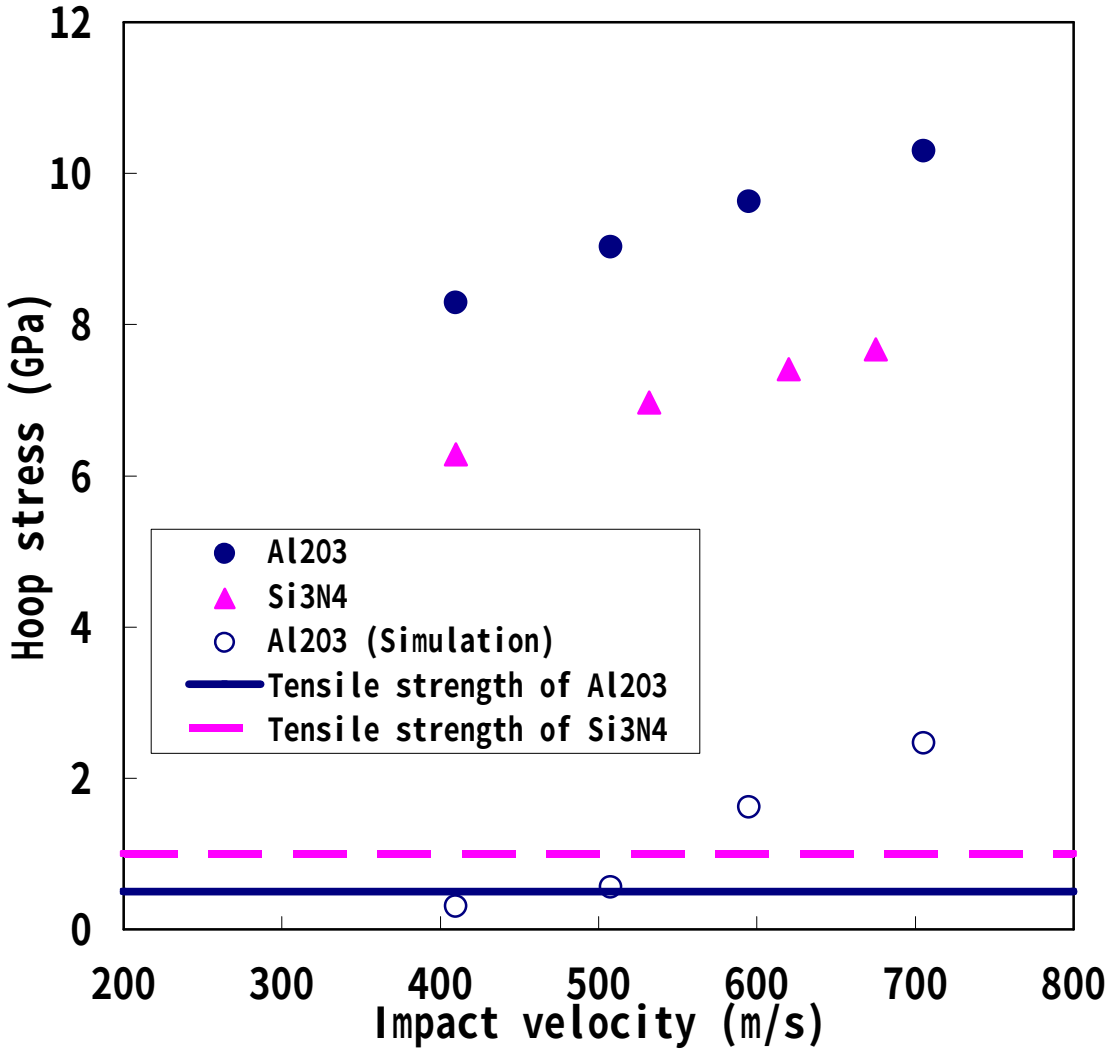


Fig.4-21 Calculated results of hoop stress

５．衝突速度 1.0km/s 以上の超高速衝突

５．１ 緒言

メテオロイドとスラスタの衝突速度は 20km/s まで達すると想定されている。そのため、衝突速度 1.0km/s 以下の高速衝突に加え、衝突速度 1.0km/s 以上の超高速衝突現象の数値シミュレーションを行い、想定されている衝突条件に近づける必要がある。そこで、衝突速度 1.0km/s 以上における Al_2O_3 の衝突数値シミュレーション手法の検討を行うために、数値解析手法に Lagrange 法および SPH 法の二種類の解析手法を用い、高速衝突実験の結果との比較を行った。

５．２ 超高速衝突実験

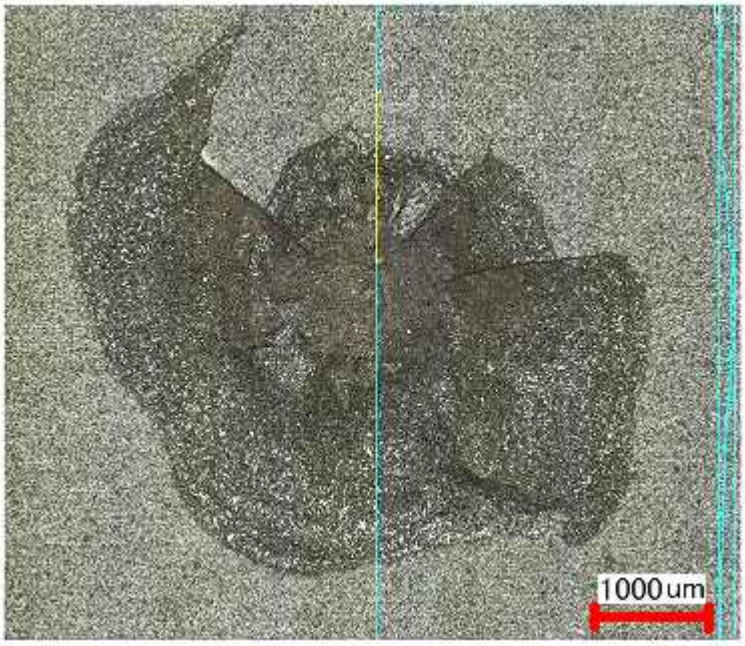
衝突速度 1.0km/s 以上の超高速衝突の数値シミュレーションは、(独)宇宙航空研究開発機構宇宙科学研究本部（ISAS/JAXA）で行われた二段式軽ガス銃による高速衝突実験と比較した。プロジェクタイルおよび試験片には衝突速度 1.0km/s 以下の衝突実験と同様に、φ500μm の SUS304 球および 30mm×50mm×t2.0mm の Al_2O_3 が使用された。衝突速度 1.91km/s で衝突させた場合の高速衝突実験結果を Fig.5-1 に示す。Al_2O_3 の前面には、直径約 4.00mm、深さ約 370μm のクレータが形成されていた。背面には、直径約 4.00mm の亀裂が生じていた。

５．３ 結言

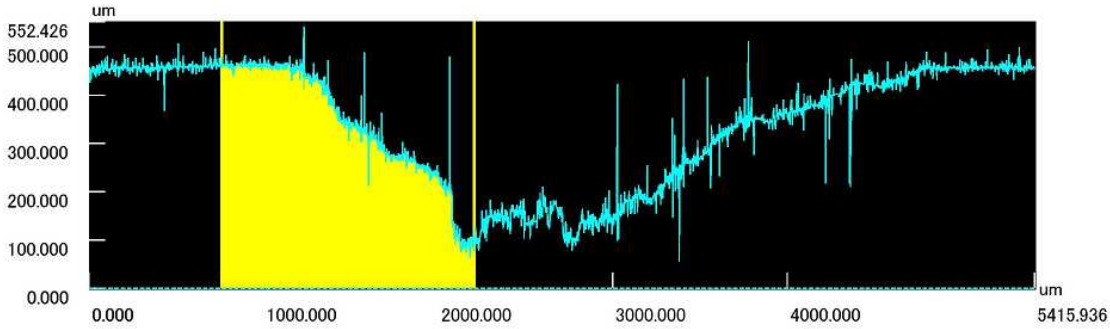
Al_2O_3 に SUS304 球を衝突速度 1.91km/s で衝突させた場合の衝突時間 10μm における Lagrange 法および SPH 法を用いた数値シミュレーション結果を Fig.5-2 に示す。Lagrange 法を用いた場合(a)では、前面クレータの大きさは半径約 450μm、深さ約 350μm となり、背面には破壊を生じていなかった。一方、SPH 法を用いた場合(b)では、前面クレータの大きさは半径約 430μm、深さ約 660μm となり、背面まで破壊が進行していた。そこで、Lagrange 法および SPH 法を用いた衝突時間 0.4μs、0.8μs、および 1.2μs における主応力分布の結果を Fig.5-3 および Fig.5-4 に示す。Lagrange 法の場合には、材料背面方向に応力が伝播していないが、SPH 法の場合には材料背面方向まで応力が伝播している。そのため、SPH 法では背面まで破壊が生じていたものと考えられる。

以上の結果より、数値シミュレーションでは Al_2O_3 前面のクレータの半径およ

び深さについては実験結果より大きい結果となり、背面の亀裂の大きさについては実験結果より小さくなり今後の検討が必要であるが、衝突速度 1.91km/s と非常に高速な衝突現象の数値シミュレーションには SPH 法を用いることが有効であると考えられる。また、前章の結果より、衝突速度 1.0km/s 以下の高速衝突現象の数値シミュレーションでは Lagrange 法を用いることが有効であると考えられる。



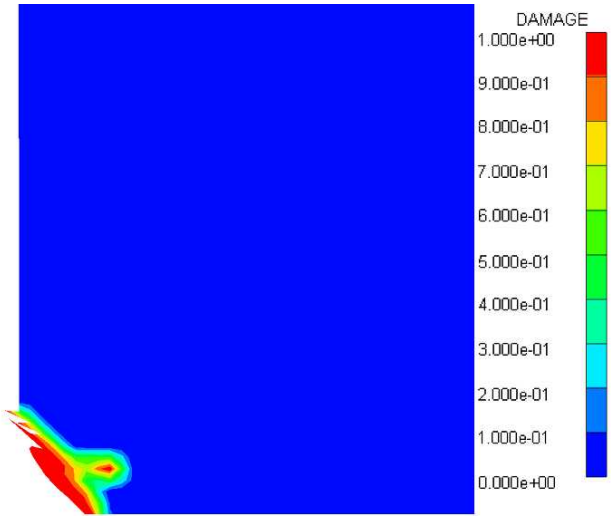
(a) Impact surface of Al_2O_3



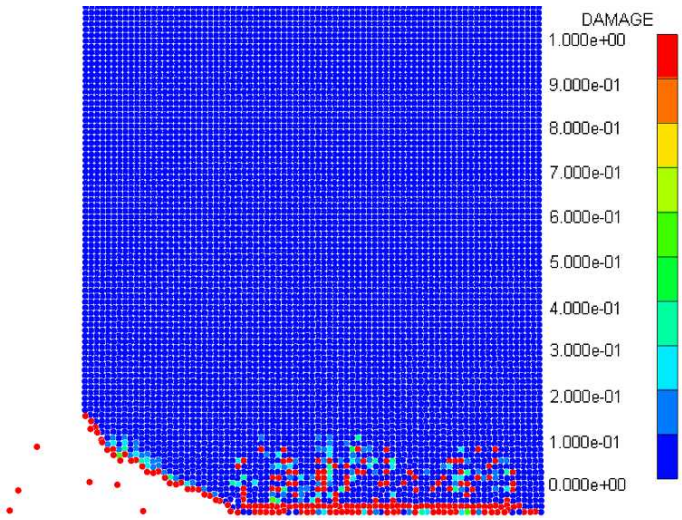
	水平距離	高度差	高さ平均	角度	断面長さ	断面積	R	コメント
全体	5415.936um	9.080um	339.219um	0.096°	38817.14…	1837657.…		
区分1	1443.258um	369.649um	344.306um	14.366°	9316.636um	496980.0…		
区分2								

(b) Profile result

Fig.5-1 Laser microscope observation results of Al_2O_3
(Impact velocity=1.91km/s)

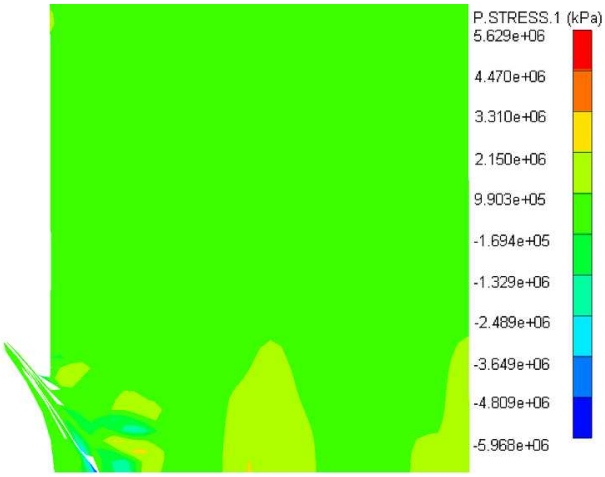


(a) Lagrange method

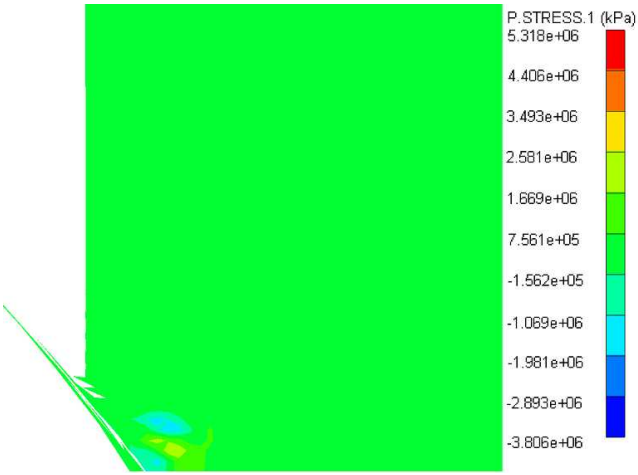


(b) SPH method

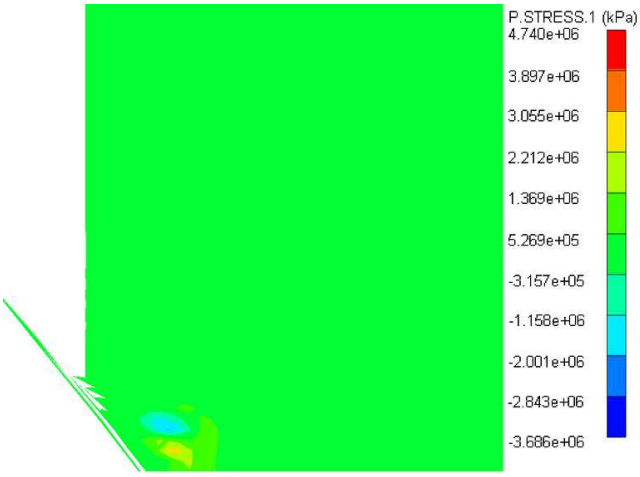
Fig.5-2 Simulation results of Lagrange and SPH method



(a) 0.4 μs

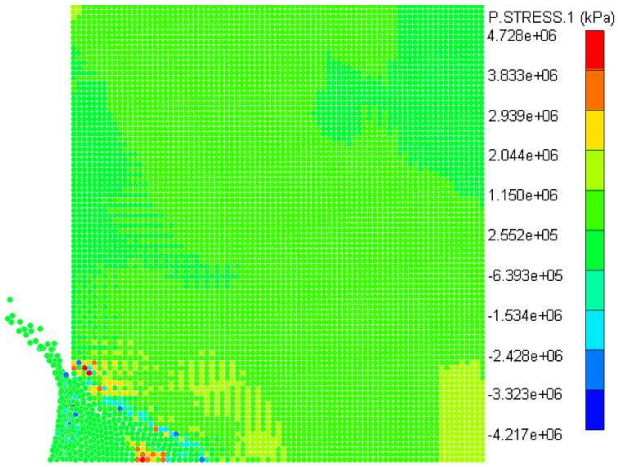


(b) 0.8 μs

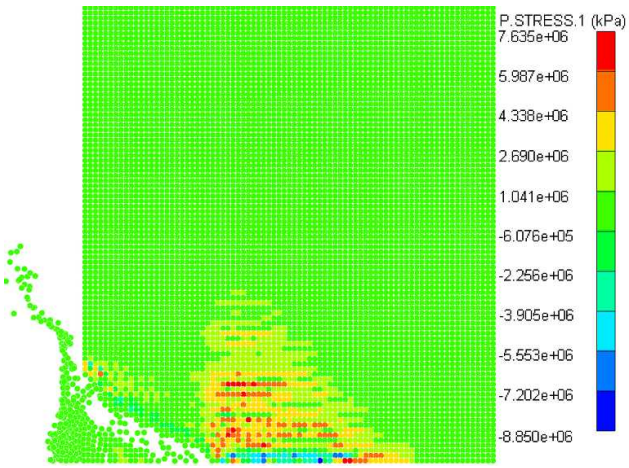


(c) 1.2 μs

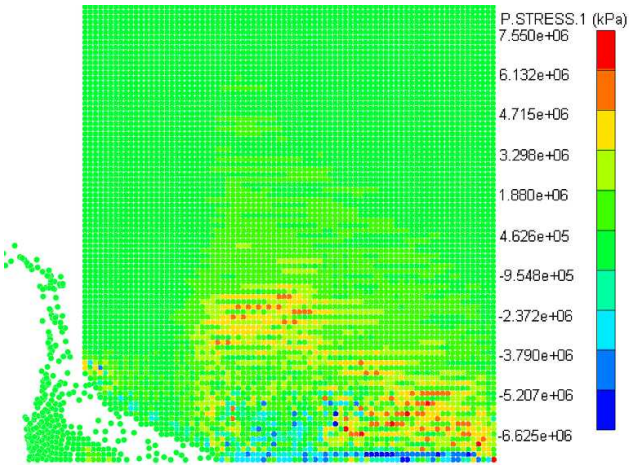
Fig.5-3 Stress distribution of Al_2O_3 (Lagrange method, impact velocity=1.91km/s)



(a) 0.4 μs



(b) 0.8 μs



(c) 1.2 μs

Fig.5-4 Stress distribution of Al_2O_3 (SPH method, impact velocity=1.91km/s)

６．Johnson-Holmquist 破壊モデルの検討

６．１ 緒言

Si_3N_4 の高速衝突現象を数値シミュレーションにつなげていくためには、脆性材料を用いたモデルのパラメータを変化させた場合の検討が必要となる。そこで、Al_2O_3 を用いて、材料の破壊条件となる Johnson-Holmquist 破壊モデルのパラメータを変化させて数値シミュレーションを行い、損傷の大きさを比較することにより、破壊モデルの検討を行った。

６．２ 数値シミュレーション評価方法

Johnson-Holmquist 破壊モデルのパラメータである、Hydro Tensile Limit、D1、D2 の値を変化させ数値シミュレーションを行った。衝突速度を 1.91km/s とし、解析手法には、非常に高速な衝突現象の数値シミュレーションには SPH 法を用いることが有効であるとわかったため、SPH 法を用いて行った。

脆性材料である Al_2O_3 の数値シミュレーションを行うと、前面クレータおよび背面スポレーションが生じる。そこで数値シミュレーションの評価方法としては、材料前面のクレータの半径の大きさ、深さおよび材料背面のスポレーションの半径の大きさ、深さを検討した。損傷の大きさを比較する衝突時間は損傷の進行がほとんど見られない 50μs の時とした。材料前面のクレータと材料背面のスポレーションの評価方法を Fig.6-1 に示す。

６．３ 結言

Hydro Tensile Limit の値を-1.048×10^5～-2.62×10^5（kPa）および-2.62×10^5～-2.62×10^6（kPa）まで変化させた場合の数値シミュレーション結果を Fig.6-2 および Fig.6-3 に示す。Hydro Tensile Limit の値を絶対値で大きくすると、前面クレータの半径、深さ、背面スポレーションの半径、深さがいずれも小さくなっていることがわかる。特に背面側は大きく変化していることがわかる。また、Hydro Tensile Limit の値を-2.62×10^5（kPa）、-2.62×10^6（kPa）、-2.62×10^7（kPa）と変化させた場合の結果を Fig.6-4 および Table 6-1 に示す。-2.62×10^5（kPa）では、前面側も背面側も大きな破壊を生じ、貫通していることがわかる。-2.62×10^6（kPa）では、前面側も背面側も破壊が生じているが非貫通となった。-2.62×10^7

（kPa）では、背面スポレーションは生じておらず、前面のクレータのみ生じている。

D1 の値を 0.005～0.015 まで変化させた場合の D1 とクレータ半径の関係を Fig.6-5、D1 の値を 0.005～0.013 まで変化させた場合の D1 とクレータ深さの関係を Fig.6-6 に示す。D1 の値が 0.014 および 0.015 の場合には、Al_2O_3 は貫通となった。Fig.6-5、6-6 から、前面クレータの半径、深さ、背面スポレーションの半径、深さはいずれもほとんど変化はなかった。D1 の値はこの範囲内で変化させても、損傷に対する影響は変わらないと考えられる。そこで、D1 の値を 0.1 とした場合の数値シミュレーション結果を Fig.6-7 および Table 6-2 に示す。D1 の値が 0.01 の場合では、前面クレータおよび背面スポレーションが生じているのに対し、D1 の値を 0.1 とした場合では、背面スポレーションは生じておらず、前面のクレータのみ生じている。そこで、D1 の値を 0.1～0.7 まで変化させた数値シミュレーションを行った。その結果を Fig.6-8 に示す。D1 の値が 0.2 と 0.3 の間でクレータの深さは大きく変化していることがわかる。このときのクレータ深さは、D1=0.2 の場合では約 440μm であり、D1=0.3 の場合では 100μm となった。また、クレータの半径については、D1 の値が 0.005～0.7 まで変化させてもほとんど大きさは変わらなかった。したがって、D1 の値を変化させても、クレータ半径の大きさには影響がないと考えられる。

D2 の値を 0.3～1.4 まで変化させた場合の数値シミュレーション結果を Fig.6-9 および Fig.6-10 に示す。D2 の値をこの範囲内で変化させても、前面のクレータの半径、深さはほとんど変わらなかった。背面のスポレーションの半径、深さについては、値を小さくすると小さくなる傾向が見られ、値を大きくすると大きくなる傾向が見られた。

今回行った検討では、高速衝突実験結果と一致する結果は得られなかった。今回は単純にパラメータを変化させることにより検討を行ったが、Hydro Tensile Limit、D1、D2 は式(3-17)によって関連付けられているため、ε_p^f としての検討を行うことが必要であると考えられる。また、材料の強度を規定する構成則についての検討も必要ではないかと考えられる。

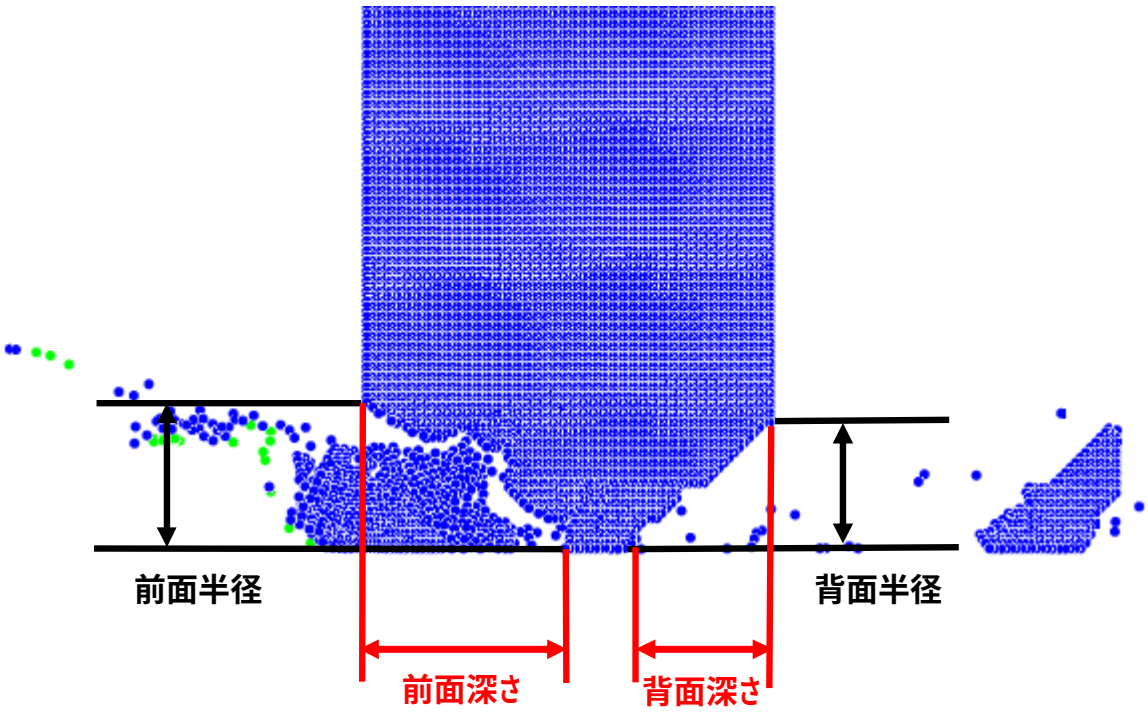


Fig.6-1 Evaluation method of the damage

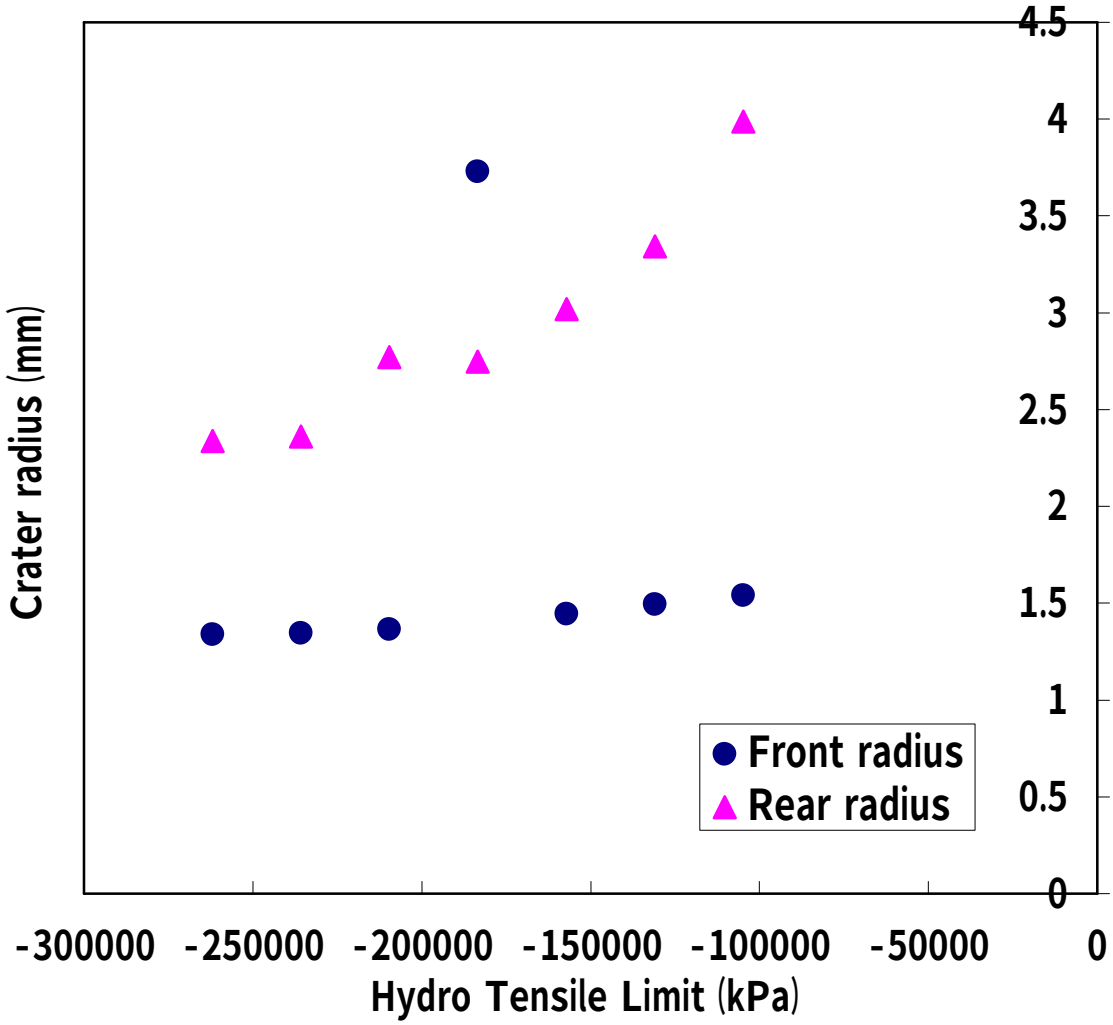


Fig.6-2 Effect to give to the crater radius of Hydro Tensile Limit
(Hydro Tensile Limit= -1.048×10^{5}～-2.62×10^{5}(kPa))

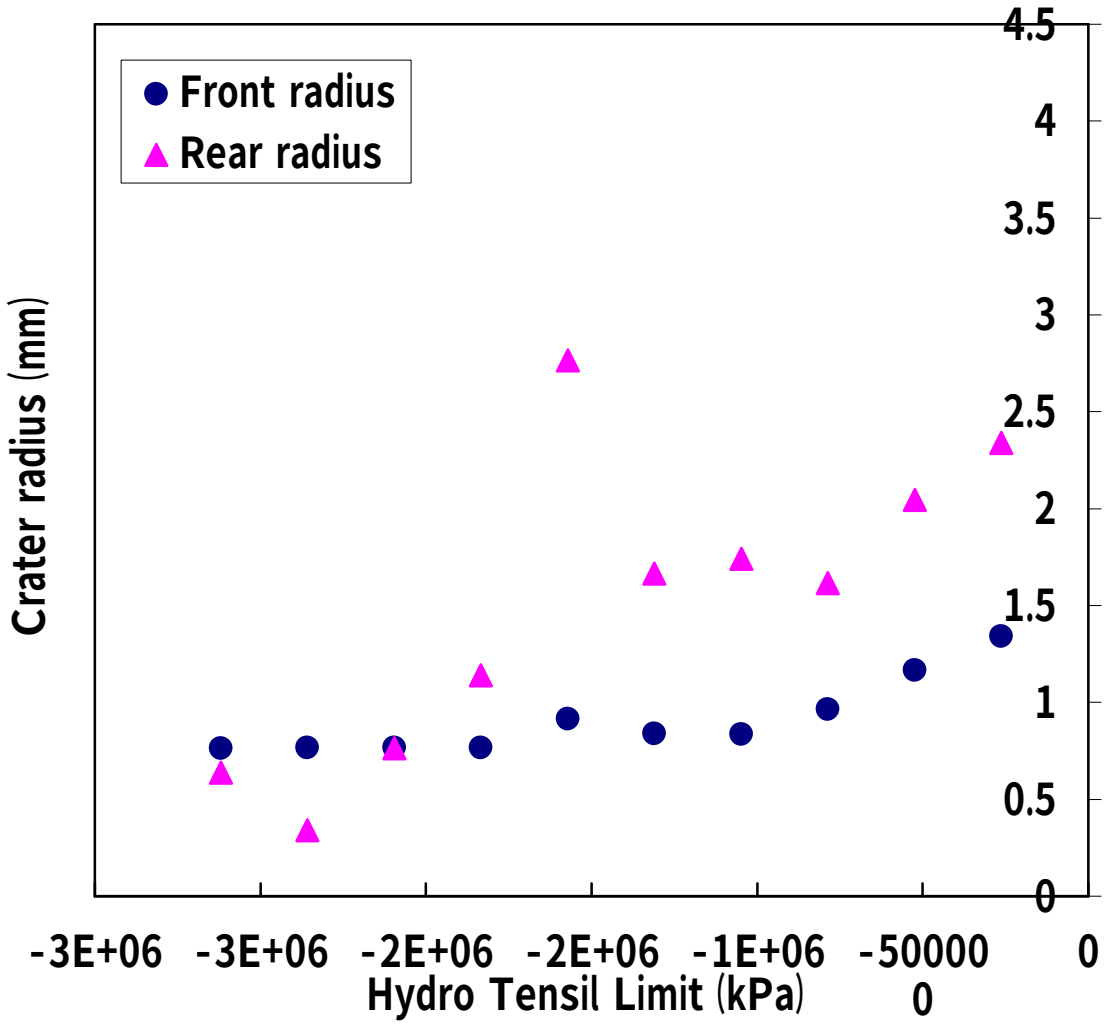
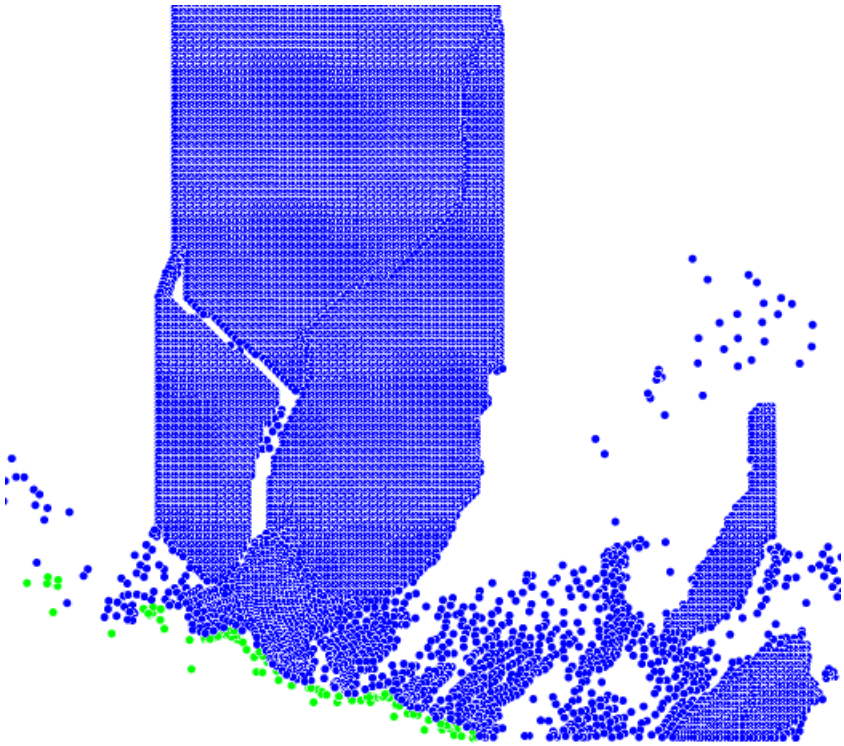
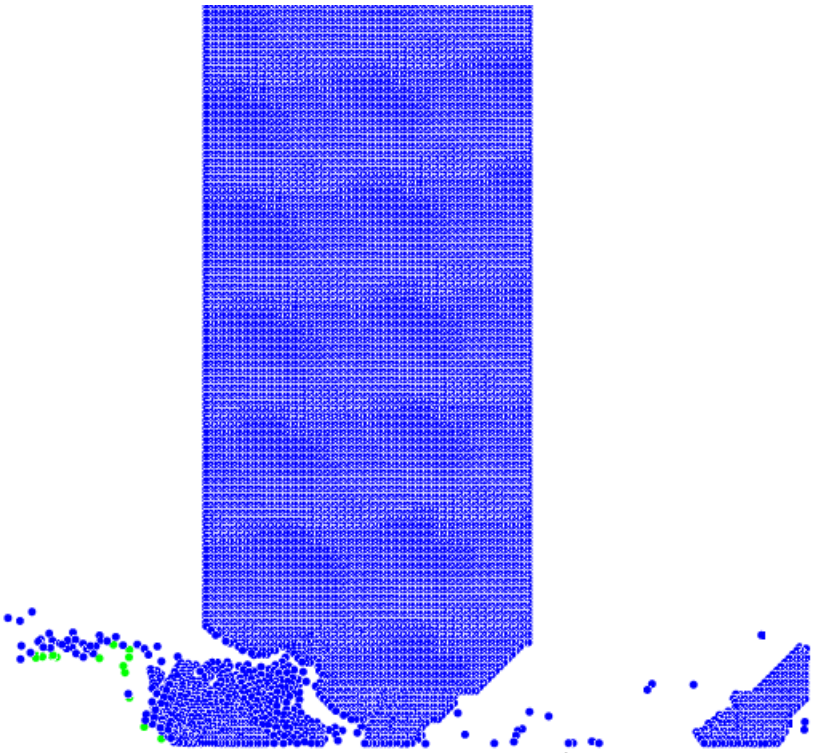


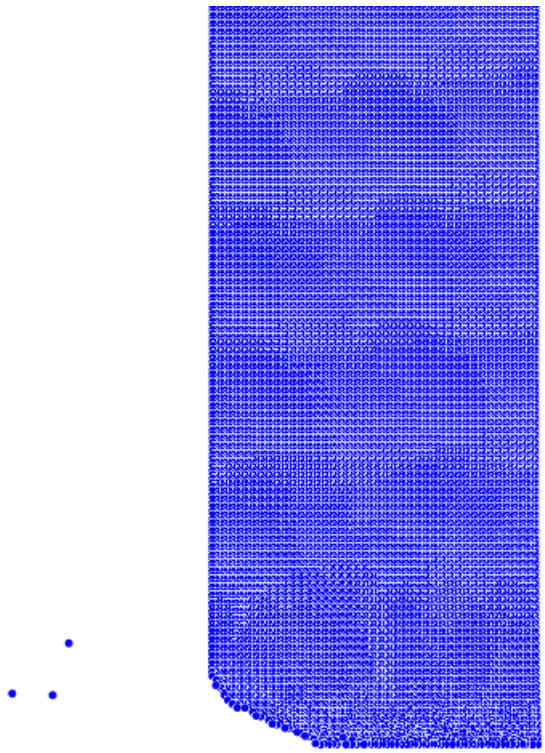
Fig.6-3 Effect to give to the crater radius of Hydro Tensile Limit
(Hydro Tensile Limit= -2.62×10^{5}～-2.62×10^{6} (kPa))



(a) Hydro Tensile Limit= -2.62×10^{5}(kPa)



(b) Hydro Tensile Limit=-2.62×10^{6} (kPa)



(c) Hydro Tensile Limit=-2.62×10^{7} (kPa)

Fig.6-4 Effect by the change of Hydro Tensile Limit

Table 6-1 Crater size by the change of Hydro Tensile Limit

Hydro Tensile Limit（kPa）	-2.62×10^{5}	-2.62×10^{6}	-2.62×10^{7}
Front radius（mm）	1.3399	0.76469	0.43672
Front depth（mm）	-	1.0287	0.66516
Rear radius（mm）	2.3386	0.63813	0
Rear depth（mm）	-	0.7144	0

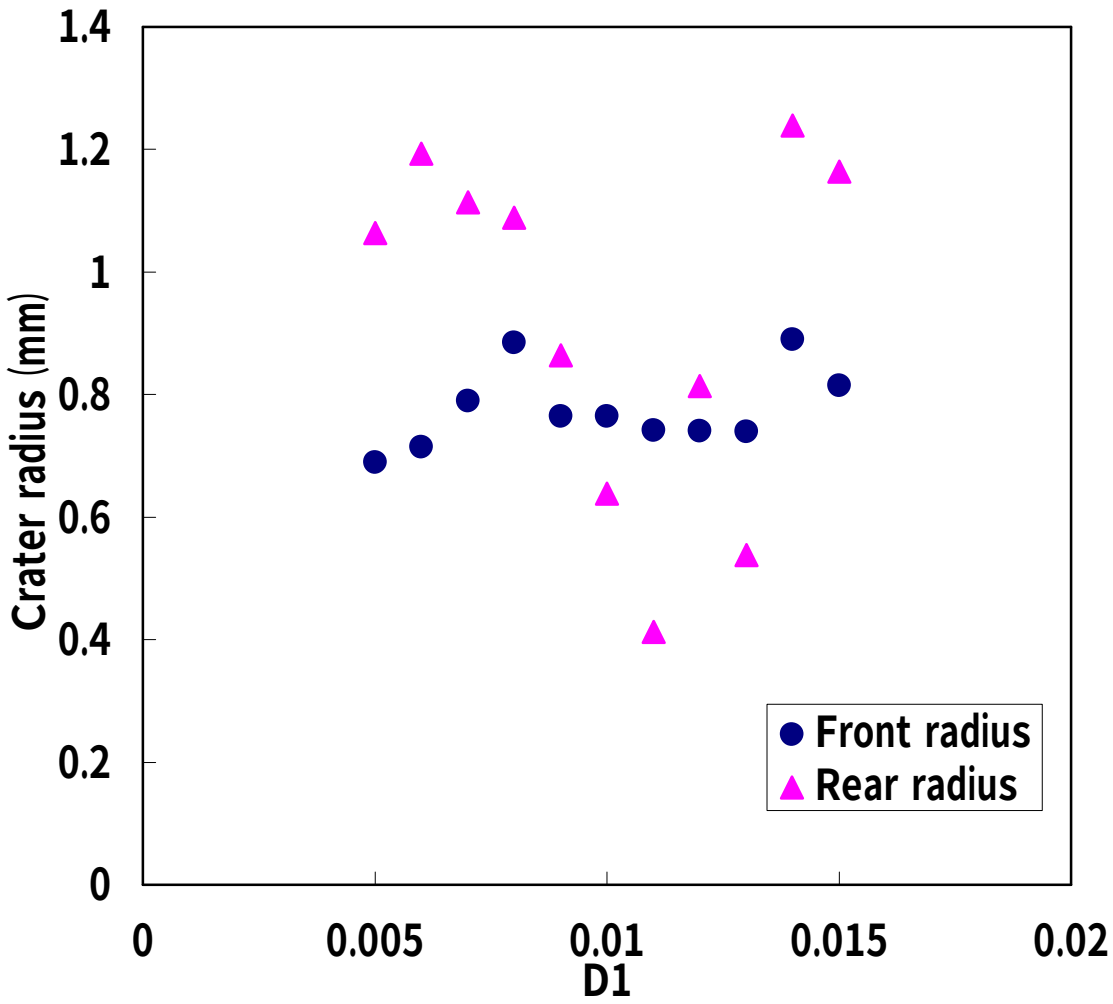


Fig.6-5 Effect to give to the crater radius of D1
(D1= 0.005～0.015)

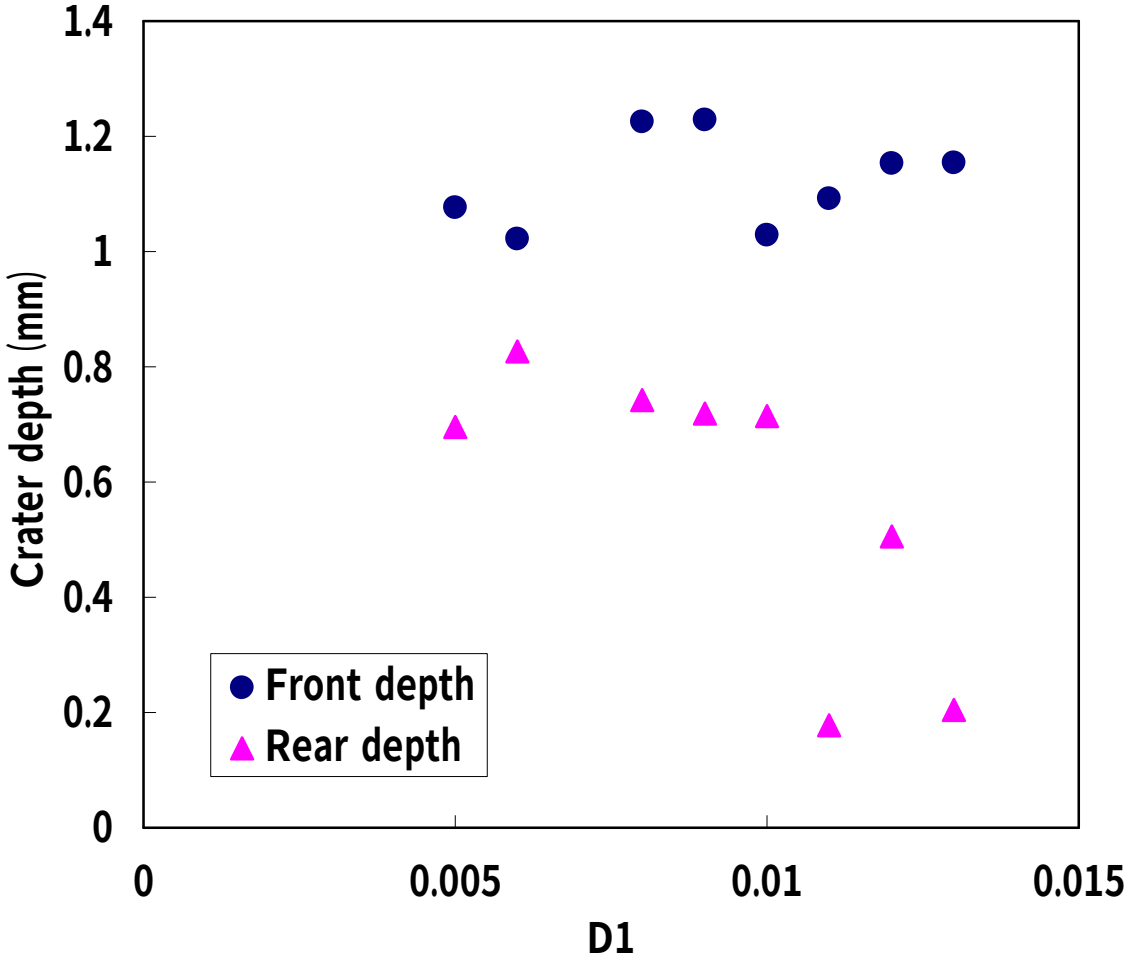
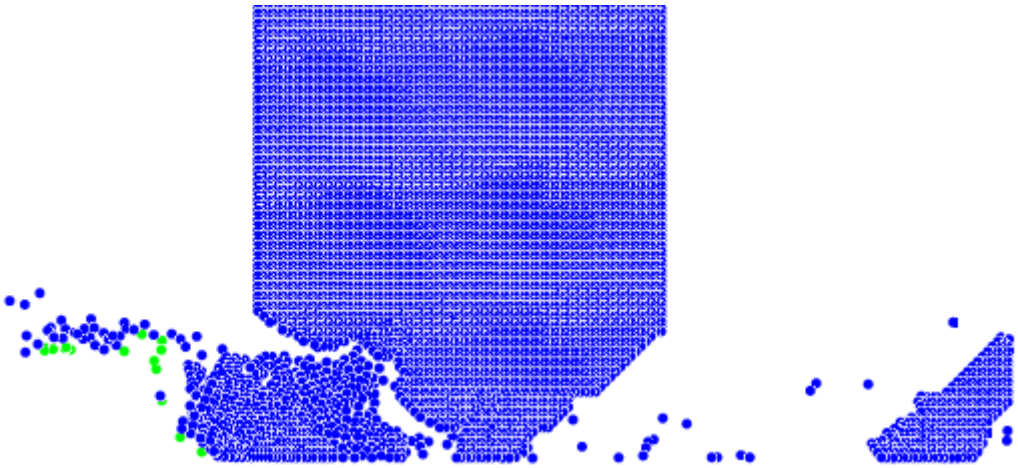
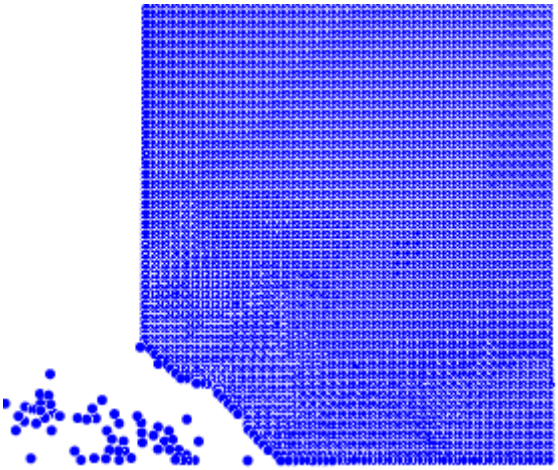


Fig.6-6 Effect to give to the crater depth of D1
(D1= 0.005～0.013)



(a) D1=0.01



(b) D1=0.1

Fig.6-7 Effect by the change of D1

Table 6-2 Crater size by the change of D1

D1	0.01	0.1
Front radius（mm）	0.76469	0.59261
Front depth（mm）	1.0287	0.66643
Rear radius（mm）	0.63813	0
Rear depth（mm）	0.7144	0

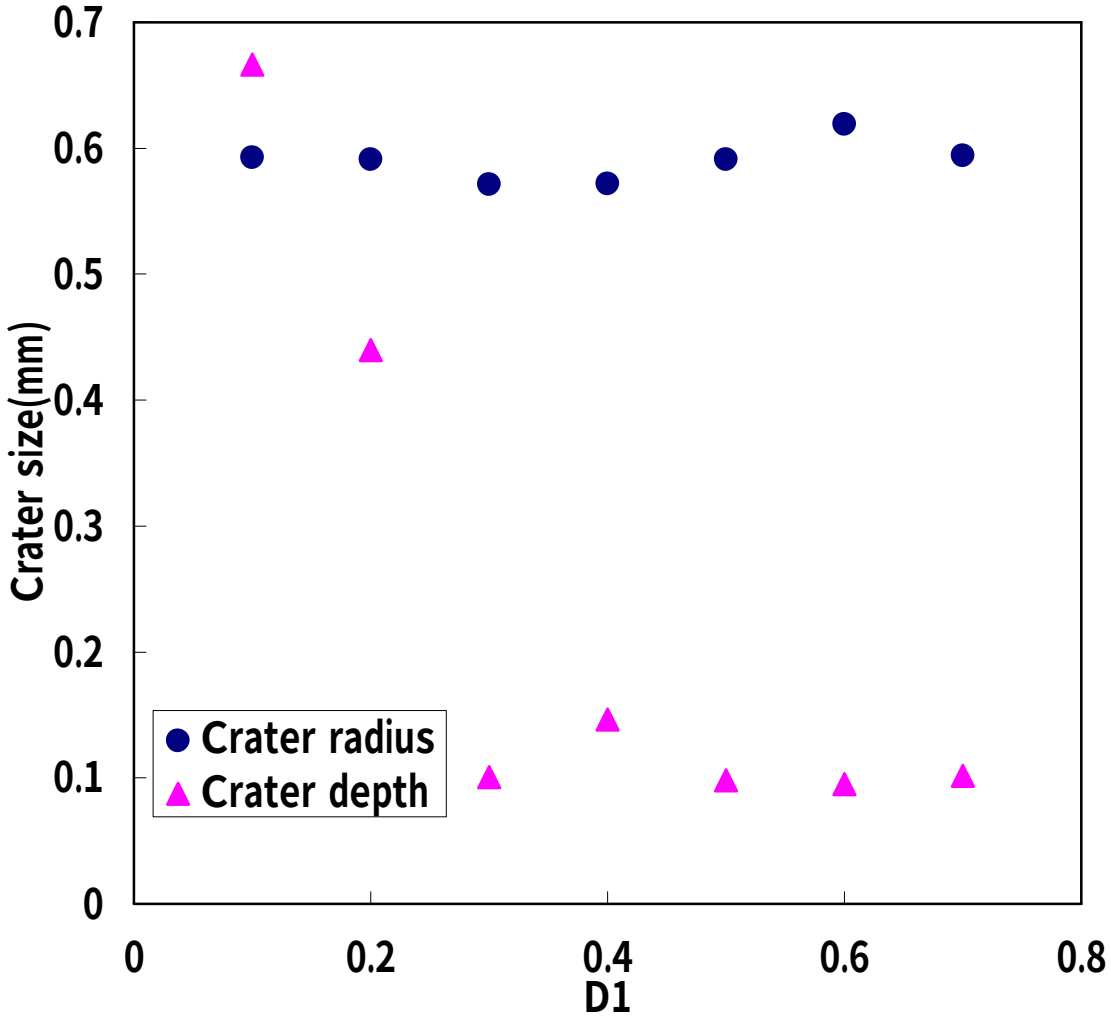


Fig.6-8 Effect to give to the crater size of D1
(D1=0.1～0.7)

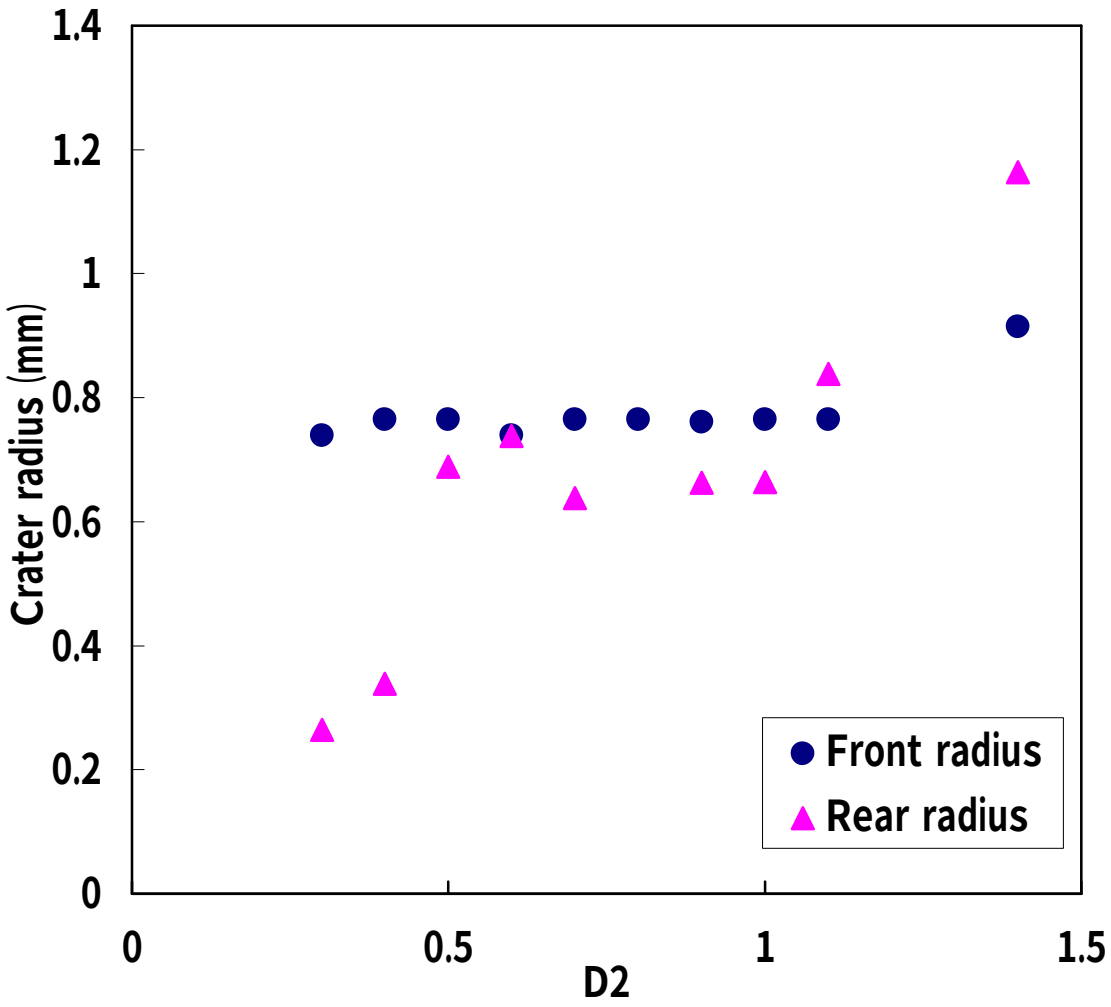


Fig.6-9 Effect to give to the crater radius of D2
(D2=0.3～1.4)

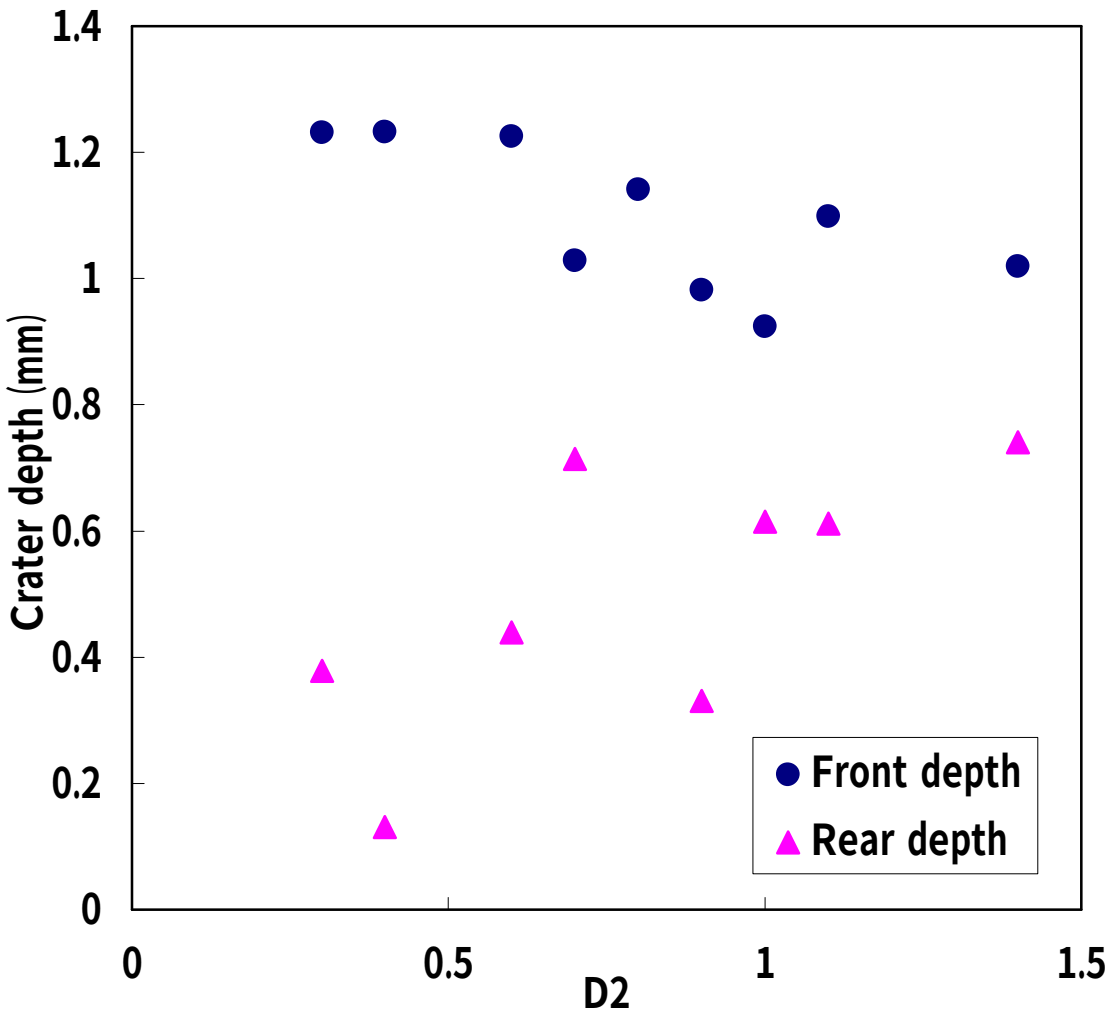


Fig.6-10 Effect to give to the crater depth of D2
(D2=0.3～1.4)

７．結論

Al_2O_3 および Si_3N_4 の微粒子高速衝突実験を行った結果、衝突部にプロジェクタイルの付着が見られた。Al_2O_3 ではプロジェクタイルが衝突の瞬間に融解し、付着したものと考えられる。また、その付着体積が速度の増加とともに増加したのは、衝突エネルギーの増加とともにプロジェクタイルの融解量が増加したためと考えられる。 Si_3N_4 では試料表面の加工傷が粗く深いため、衝突したプロジェクタイルが破砕し付着量は少なくなったと考えられる。付着したプロジェクタイルを溶解した結果、衝突速度約 700m/s 以下では Al_2O_3、Si_3N_4 ともに損傷は見られなかった。

Lagrange 法を用いた Al_2O_3 の高速衝突数値シミュレーションを行った結果、Al_2O_3 は実験結果と同様に損傷は見られなかった。融解して付着するプロジェクタイルの挙動を再現することができなかったのは Lagrange 法を用いた本解析手法では、プロジェクタイルの融解が起こる程の大きい変形ではメッシュが削除されてしまうためと考えられる。また、Al_2O_3 は衝突速度 780m/s と 790m/s の間に破壊の境界速度があることがわかった。

ヘルツの接触応力によって求めた周方向応力が Al_2O_3 および Si_3N_4 の最大引張強さを超えているにもかかわらず破壊を生じなかったのは、プロジェクタイルが極めて小さいため、引張応力が発生する部位の面積は非常に小さくなり、大きな亀裂がその部分に生じにくくなり、破壊に至らなかったものと考えられる。また、プロジェクタイルである SUS304 球が衝突する瞬間に融解し、衝突エネルギーの損失が起こるためと考えられる。数値シミュレーション結果においても、衝突時には引張強さを超えているが破壊が生じなかった。

SPH 法を用いた衝突速度 1.91km/s の超高速衝突数値シミュレーションを行った結果、クレータの大きさは実験結果とは一致しなかったが、圧力伝播により Al_2O_3 の背面にまで亀裂が生じることがわかった。

Johnson-Holmquist 破壊モデルの検討を行った結果、式(3-17)で表される ε_p^f としての検討を行うことが必要であると考えられる。

参考文献

[1] 八坂哲雄，宇宙のゴミ問題―スペースデブリ―, 1997, pp.38-39.45，裳華房

[2] http://www.jaxa.jp/projects/sat/planet_c/index_j.html

[3] 三島弘行，森島克成，野中吉紀，西野宏，澤井秀次郎，三菱重工技報，42-5 (2005), pp.250-253

[4] 進藤大典，元屋敷靖子，長谷川直，佐藤英一，PLANET-C 用セラミックスラスタに対する高速衝突破壊の検討，平成 18 年度スペースプラズマ研究会，(2007), pp.96-99

[5] D. J. Grosch, J. P. Riegel, Development and Optimization of a Micro Two Stage light Gas Gun, International Journal of Impact Engineering, 14, (1993), pp.315-324.

[6] http://iss.sfo.jaxa.jp/iss/kibo/develop_status_09.html

[7] M. L. Wilkins, “Calculation of Elastic-Plastic Flow,” UCRL-7322, Rev.2 Feb. (1982).

[8] T. J. Holmquist, G. R. Johnson, D. E. Grady, C.M. Lopatin and E. S. Hertel, “High Strain Rate Properties and Constitutive Modeling of Glass,” Proc. 15th Int. Symp. on Ballistics, Jerusalem, Israel (1995).

[9] C. E. Anderson, Jr., G. R. Johnson, and T. J. Holmquist, “Ballistic Experiments and Computations of Confined 99.5% $Al2O_3$ Ceramic Tiles,” Proc. 15th Int. Symp. on Ballistics, Jerusalem, Israel (1995).

[10] 特許公開 2003-014398

[11] S. P. Marsh (Ed.), “LASL Shock Hugoniot Data,” ISBN 0-520-04008-2, University of California Press (1980).

[12] Steinberg, Cochran, and Guinan, “A Constitutive Model For Metals Applicable At High-strain Rates,” J. Appl. Phys., 51, 3, March 1980.

[13] 安田雄治，静止軌道上におけるスペースデブリ衝突の数値シミュレーションと高速衝突実験，法政大学大学院工学研究科機械工学専攻，修士論文 (2002)

[14] G. R. Johnson and T. J. Holmquist, “An Improved Computational Constitutive Model for Brittle Materials,” American Institute of Physics, (1994).

[15] 北条英光，エロージョンとコロージョン, 1987, pp.137-140，裳華房

謝辞

本研究を行うに際し、終始懇切なるご指導、ご教授を賜りました、法政大学工学部機械工学科 新井 和吉 教授に厚く御礼申し上げます。
また、貴重なご指導、ご鞭撻を頂きました本学機械工学科 直井 久教授ならびに機械工学科諸先生方に深く御礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり御協力頂いた(独)宇宙航空研究開発機構宇宙科学研究本部(ISAS/JAXA) 佐藤 英一教授、元屋敷 靖子先生、東海大学修士2年生 進藤大典氏に深く感謝の意を表します。

また、高速衝突現象を撮影するにあたり、御協力頂いた高圧システム㈱ 小島保俊氏、㈱フォトロン 矢島 正氏、解析を行うにあたり、御協力頂いた伊藤忠テクノソリューションズ㈱ 片山 雅英氏、大田 敏郎氏に深く感謝の意を表します。
さらに、試料作製および有益な討論をして頂いた、本学中央工作室の小山 米太郎氏に深く感謝の意を表します。

そして本研究を進めるにあたり、共に実験・解析を行い有益な討論をして頂いた本学修士2年生 小山 修人氏、野中 雅浩氏、学部4年生 小川 靖博氏、小林 祐翔氏、2006年度修了生 中神 正智氏に心より感謝致します。
最後になりましたが、共に新井研究室で研究を行ってきました、本学修士 2年生 伴 康隆氏、本学修士 1 年生 河村 拓馬氏、冨岡 良平氏、佐山 耕平氏、長谷川 誠夫氏に心より感謝致します。