

CPM を用いたサイドカーテンエアバッグ展開シミュレーション技術の開発

Development of Side Curtain Airbag Deployment Simulation Technology Using CPM

菅谷 尚貴*
Hisaki SUGAYA

井村 和郎*
Kazuo IMURA

前 博行*
Hiroyuki MAE

要 旨

サイドカーテンエアバッグ展開について、衝突解析ソフトウェア LS-DYNA の粒子法を用いて、ガス流れを考慮したシミュレーション技術を構築した。本研究ではエアバッグの展開挙動のメカニズムを解明することで、適切なモデリング手法を開発し、展開シミュレーションの予測精度を向上させた。四つのモデリングパラメータを用いて、展開挙動に対しての影響度の解析とパラメータの入力値の同定とを、エアバッグ展開シミュレーションでおこなった。その結果、影響度の高いモデリングパラメータはメッシュサイズとタイムステップであることが明らかになった。決定されたパラメータの計算入力値を、サイドカーテンエアバッグのインパクトシミュレーションに適用し、展開挙動とインパクトの荷重変位特性の両者において実験と同等の結果を得た。

ABSTRACT

A technology for the simulation of the deployment of side curtain airbags that considers gas flow has been developed using the corpuscular particle method available in the crash analysis software LS-DYNA. The research developed an appropriate modeling method by elucidating the mechanism governing the behavior of the airbag during deployment, and increased the predictive accuracy of deployment simulations. Selecting four modeling parameters, the project analyzed their degree of effect on the behavior of the bag during deployment and identified input values for the parameters using simulations of airbag deployment. As a result, mesh size and time step were identified as the modeling parameters with the major effect on bag behavior. The determined computation input values for these parameters were employed in a side curtain airbag impactor simulation, and results for bag behavior during deployment and the impactor load displacement characteristic corresponded well with test results.

1. まえがき

今日、自動車開発期間短縮と試作数削減のため、シミュレーションによる開発への移行の要望が高まっている。たとえば、自動車衝突の乗員傷害シミュレーションにおいて、車体、搭載ダミー、シート、エアバッグなど安全装置のモデル化技術が求められている。すでに車体骨格は高田ら⁽¹⁾によって、内外装等の樹脂部品は前ら⁽²⁾によって、シミュレーション技術が提案されている。安全装置であるドライバやアシスタントエアバッグの解析事例はあるが、サイドカーテンエアバッグ (SCAB) の解析事例は少ない。

SCAB は、側面衝突時やロールオーバー時の乗員を保護するための部品である。ロールオーバー時は側面衝突に比べ、

乗員の頭部を保護すべき時間が長く、ガスの圧力を数秒間保持する必要がある。このため Fig. 1 に示す通り SCAB の構造には、外部にガスを排気するのではなく、サブチャンバと呼ばれる別の膨張部にガスを流すことで圧力を保持する機構が採用されている。また、SCAB は、普段は車両

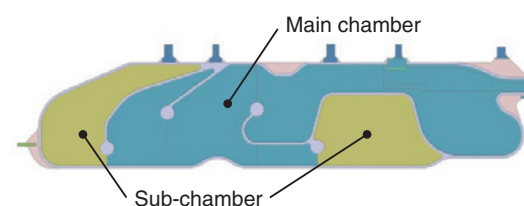


Fig. 1 SCAB structure

*四輪 R&D センター

ルーフの中に折り畳んだ状態で収納されており、衝突時にインフレーターからガスが放出され、エアバッグは折り畳まれた状態から展開する（静展開と呼ぶ）。SCABに関するこれらの特徴を踏まえると、シミュレーションでSCABをモデル化するには、ガス流れの考慮が必要不可欠である。

LS-DYNAを用いたガス流れの計算手法は、計算格子を用いる手法 (Arbitrary Lagrangian Eulerian Method: ALE) と粒子法 (Corpuscular Particle Method: CPM と Smooth Particle Hydrodynamics: SPH) とが知られている。粒子法はALEに比べ、計算コストが少なく済み、計算容量の大きな自動車の車両衝突計算に向いている。また、SPHは粒子の周りに影響半径と呼ばれる粒子間相互作用の及ぶ範囲を持つため、折り畳まれたエアバッグなどの隙間の小さいモデルには適していない。よって、CPMに着目した。Leeら⁽³⁾、Lienら⁽⁴⁾のCPMの先行検討によれば、正面エアバッグにおいて、エアバッグの展開形状と内圧の計算精度が低いとされている。展開形状と内圧は、乗員を拘束するインパクトの荷重変位特性上、重要な要素であり、計算精度の向上が求められている。それら計算精度低下の要因として粒子の大きさがガス分子の大きさに比べて大きいことが一般的に挙げられているが、そのメカニズムは解明されていない。

そこで本稿では、エアバッグの展開挙動のメカニズムを解明し、適切なモデリング手法の開発と研究プロセスとについて述べると共に、実験とシミュレーションとを比較した結果を紹介する。

2. 開発のねらい

ガス流れを考慮したSCABのシミュレーション技術の開発に際し、以下の二点を主要なねらいとした。

- (1) SCABの静展開に対して影響を与える重要なモデリングパラメータの抽出と決定
- (2) インパクトの荷重変位特性の予測精度技術の向上

3. ガス流れと自己接触力の計算理論

SCABの静展開のシミュレーションに関して、SCABの展開に影響する粒子の運動に基づく計算法であるCPMと、SCABの基布同士が接触した際の反発力である自己接触力の計算法について述べる。

CPMは、ガスの運動、圧力、温度などを基に計算する手法である。一般的な概念は分子動力学に基づいている。気体の状態方程式(1)と、分子動力学で一般的に用いられている、分子の平均運動エネルギーを用いた圧力の式(2)から式(4)によって粒子の速度 v_{rms} が算出される。

$$PV = nRT \quad (1)$$

$$P = \frac{1}{V} \sum_{i=1}^N m_i v_i = \frac{1}{3V} m \overline{v^2} = \frac{nMv_{rms}^2}{3V} \quad (2)$$

$$T = \frac{Mv_{rms}^2}{3R} \quad (3)$$

$$v_{rms} = \sqrt{\frac{3RT}{M}} \quad (4)$$

ここで、 P は圧力、 V は気体が占める体積、 R は気体定数、 T は気体の熱力学温度、 M はモル質量、 m は気体分子の質量、 N は体積 V 中の気体分子の個数、 n は気体のモル数である。また、粒子の内部エネルギーは、断熱膨張等によって損失を受ける。このエネルギー変化を基に、粒子の速度が再度算出される。この計算を繰り返すことで、ガス膨張を再現される。

一方の自己接触力 F_{CF} は、接触厚みに対しての貫入量 ΔL 、およびペナルティ剛性 k とするペナルティ法により、式(5)のように表される。本研究におけるペナルティ剛性は、下記の式で計算した⁽⁵⁾。

$$F_{CF} = k_{CF}(t) \Delta L \quad (5)$$

$$k_{CF}(t) = 0.5 \cdot SLSFAC \cdot SFS \cdot \left(\frac{m_1 m_2}{m_1 + m_2} \right) \left[\frac{1}{\Delta t_c(t)} \right]^2 \quad (6)$$

ここで、 $SLSFAC$ と SFS は、いずれもペナルティ係数で、 m_1 、 m_2 は要素質量、 Δt_c は計算タイムステップである。

4. CPMによるSCABシミュレーション

CPMによるSCABシミュレーション技術を、次の三つのステップで構築した。初めに、SCABの各構成部品のシミュレーション計算入力値を把握する。次に、その特性を用いてSCAB静展開シミュレーション計算を実施し、SCABの展開挙動に影響を与える重要なモデリングパラメータを洗い出す。決定されたパラメータ値を用いて、SCABの展開時間と内圧について、実験とシミュレーションの結果を比較する。最後に、それを計算入力値としてインパクトシミュレーションをおこない、その結果と実験結果とを、荷重変位特性において比較する。

4.1. SCAB各構成部品のシミュレーション計算入力値の把握

SCABの静展開シミュレーションをおこなう前に、基布材料の機械的特性と漏れ特性、およびインフレーター特性を把握する必要がある。そこで、基布の材料試験と漏れ試験、およびインフレータータンク試験をおこない、実験結果とシミュレーションのパラメータとを同定した。

基布材料の機械的特性として、引張特性とせん断特性を把握した。SCABの展開時の形状は、Fig. 2に示すように非膨張エリアAと膨張エリアB、Cで構成された三次元形状において、エリアBでは引張変形が、エリアCではせん断変形が生じている。基布が二軸方向で引張をうけるため、二軸試験をおこなった。せん断特性は、Fig. 3に示すピクチャフレーム試験から算出した⁽⁶⁾。それぞれの試験から得られた特性を、SCABモデルの材料計算入力値として反映した。

基布漏れ特性は、ブラストチューブ試験 (Fig. 4) で取得した。ブラストチューブは、異なる二つの径からなる円筒状のタンクAとタンクBから構成される。タンクAとタンクBとの間は、ダイヤフラムと呼ばれるフィルムによって仕切られている。また、タンクBの端部には、SCABの基布が設置されている。空気によって、タンクAの内圧が280 kPaに達すると、ダイヤフラムが破壊され、タンクAからタンクBに空気が移動し、基布を通じて空気が外部に放出される。ここで得られた圧力履歴から、漏れ特性を算出した。

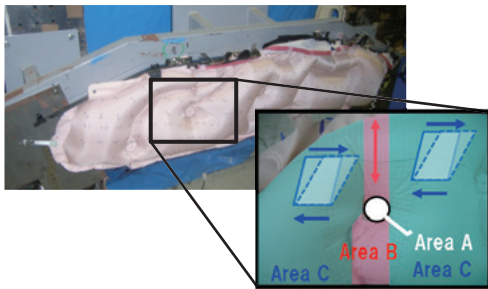


Fig. 2 Deformation of SCAB

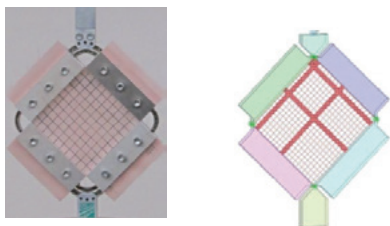


Fig. 3 Picture frame test

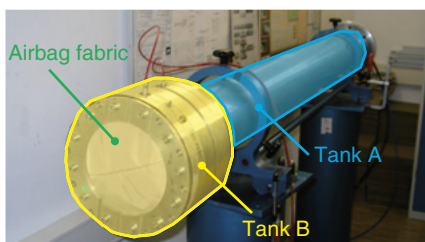


Fig. 4 Blast tube test

$$n = \frac{p_i V_i}{RT} \quad (7)$$

$$D = \frac{d}{V_i m_i} \quad (8)$$

ここで、 p_i は計測で得られたガス圧力、 V_i はチューブ容量を表す。この場合モル数 n は式(7)で表される。さらに、式(7)から単位面積当たりの漏れ量 d とすると、全容量の漏れ量 D は式(8)で導出される⁽⁶⁾。この漏れ量を基布の漏れ特性の計算入力値として設定した。計算入力値の確からしさを確認するため、ブラストチューブ試験のシミュレーションを実施し、実験の圧力結果と一致することを確認した。

インフレーター特性は、インフレーターガスの質量時間変化率 (マスフローレート) とインフレーター出口温度とをインフレータータンク試験で算出することによって取得した。容量28.3 Lの一つの閉空間タンクを用いて、点火時のインフレータータンクの圧力を計測した。この計測値から、インフレーターガスのマスフローレートとそのインフレーター出口温度とを算出した⁽⁷⁾。こうして得たマスフローレートと温度とを、SCABのインフレーターの計算入力値とし、インフレータータンク試験のシミュレーションをおこなった。その結果、実験のタンク圧力と一致することを確認した。

4.2. SCAB 静展開解析

4.2.1. 静展開条件

SCABの静展開挙動に影響を及ぼすモデリングパラメータを把握するためにモデルAを作成した (Fig. 5)。モデルAは、ロールで折り畳まれた状態で六点で拘束されている。インフレーターはFig. 5のポイントAに設置されているため、ガスは矢印の方向へ流れる。

4.2.2. 支配的なモデリングパラメータの洗い出し

モデルAを用いて、静展開シミュレーションをおこなうことによって、展開挙動に対するモデリングパラメータの影響が明らかになった。ここで、モデリングパラメータと展開挙動との関係を定量的に解析するため、Fig. 5のラインAをガスが通過する時間を展開時間と定義した。

SCABの展開挙動に起因する物理的な要素として、基布の自己接触力、ガス流れ、ロール形状がある。これらに影響を与えるモデリングパラメータのうちユーザが設定可能

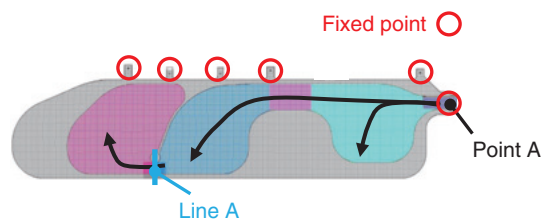


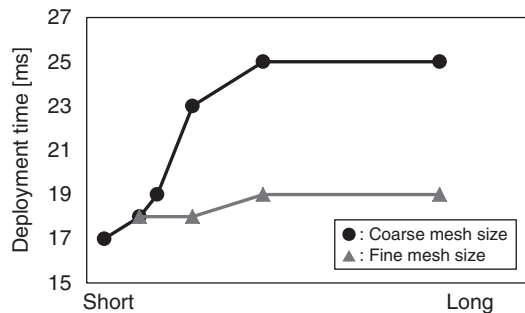
Fig. 5 Model A

Table 1 Parameter survey conditions

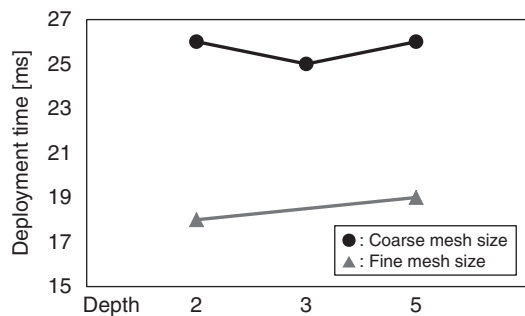
Parameter	Survey conditions
Time step	-100%, -70%, -60%, 200%
Self contact setting	3 patterns
Number of particles	-10%, 200%
Mesh size	-50%, -75%

なパラメータは、タイムステップ、自己接触設定、粒子数、メッシュサイズの四つである。

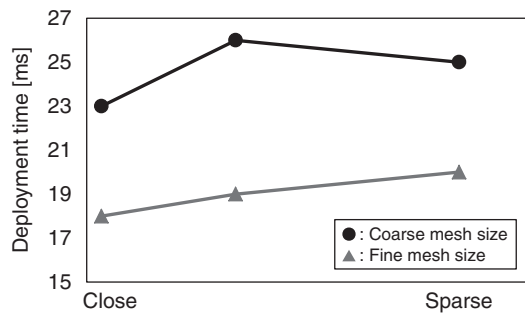
そこで、これら四つのパラメータについて、Table 1 に示す探索条件で SCAB の展開時間を比較した (Fig. 6)。



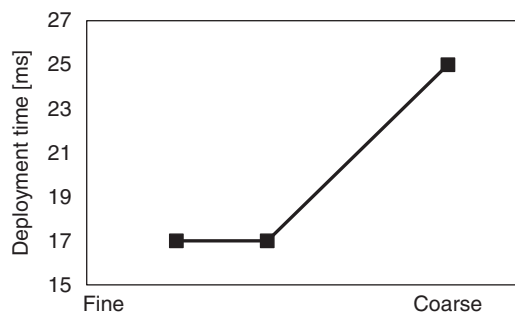
(a) Time step



(b) Self contact setting



(c) Number of particles



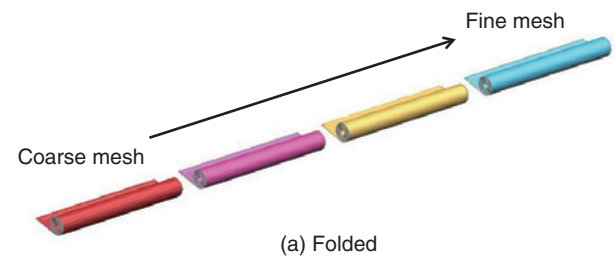
(d) Mesh size

Fig. 6 Effects of each parameter on deployment time

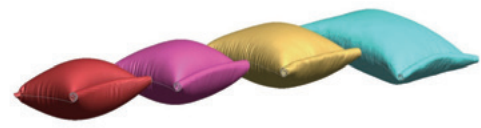
また、これらのパラメータの影響度を検証するため、展開時間の最小値を最大値で除した値を展開時間の変化率とみなした。その結果、この変化率は、メッシュサイズが 32%、タイムステップが 32%、自己接触設定が 7%、粒子数が 10% となった。したがって、メッシュサイズとタイムステップが、モデリングパラメータとして影響度が高いと判断された。

次に、メッシュサイズによる展開挙動の変化の理由を明確にするため、膨張部を持つエアバッグを、異なるメッシュサイズで作成し、ロールで折り畳んだモデルを作成した。Fig. 7 は、このエアバッグモデルの展開前と展開途中の図である。そのモデルを粒子法で静展開させると、モデル A と同様に、メッシュサイズによって展開挙動が変化した。この要因としては、下記の二つが挙げられる。

一つは、節点自由度が増すことである。ガスの流れる状態を把握するため、メッシュサイズの最も粗い場合と細かい場合の二ケース (モデル α , β) のエアバッグの基布下面を非表示とした粒子の状態を Fig. 8 に示す。メッシュサイズの細かいモデルは粗いモデルに比べ、基布の隙間に粒子が多く流入していることがわかった。それらの時刻歴のモデル中心のセクションを Fig. 9 に示した。細かいメッシュサイズの場合、ロール径が同心円状に縮まり、基布間の隙間が増すことでより多くの粒子がその隙間に流入してい



(a) Folded



(b) Deployed

Fig. 7 Single-chamber model

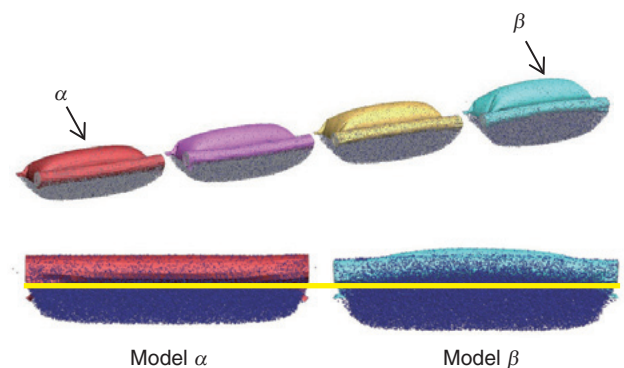


Fig. 8 Front view of single-chamber model

る。これは、メッシュの節点自由度が増加し、ロール内側の基布がロール内で自由に変形できることによると考えられる (Fig. 10)。

もう一つの理由は、メッシュサイズが粗い場合に基布接触厚みに対する貫入量が増すことである。Fig. 11 のようにメッシュサイズが粗い場合、基布の接触厚みの貫入増加に伴い、接触反力が SCAB 折り畳みのほどけに対して抵抗となった可能性がある。

タイムステップは、前述した式 (5) よりエアバッグの自己接触力に影響しており、タイムステップの増加に伴い接触力が減少するため、展開時間が遅れると予想した。Fig. 6(a) の結果においても、予想通りの結果が得られ、適切な値での設定が必要とわかった。粗いメッシュでは、基布間の貫入量が多いため、展開時間の変化率が 32% とタイ

ムステップの影響が大きい。細かいメッシュの場合は、展開挙動変化率が 5% に下がり、タイムステップの影響を受けづらことがわかった。

4.2.3. パラメータ数値の検証

メッシュサイズとタイムステップは一定の値で、SCAB の展開挙動の変動がなくなり、展開時間が一定の値に収束した。計算時間が少なくて済む、収束開始するメッシュサイズとタイムステップを選択し、シミュレーション結果と実験結果とを比較した。その時の Fig. 5 のライン A を通過した時間の SCAB 展開挙動を Fig. 12 に示す。両結果ともライン A を 18 ms で通過しており、展開時間が一致している結果が得られた。また、内圧の時間履歴の比較を Fig. 13 に示す。シミュレーションと実験の内圧において、両者で同等な結果が得られた。

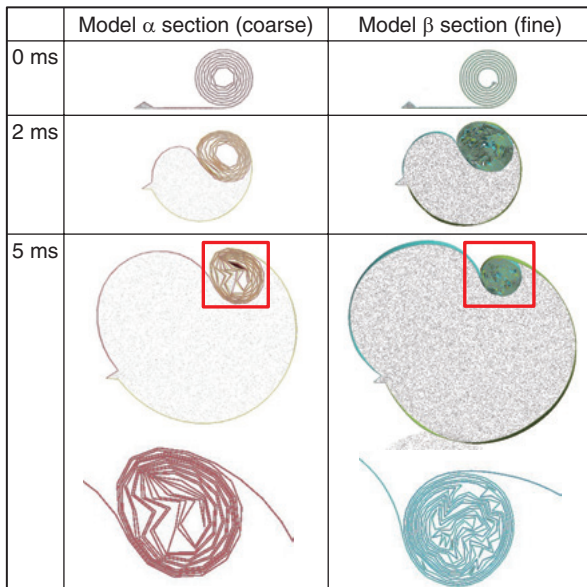


Fig. 9 Sections of centers of single-chamber models

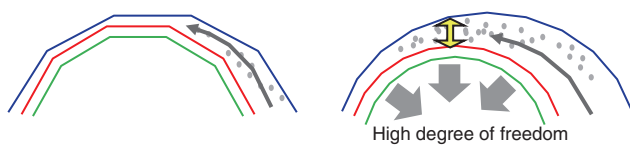


Fig. 10 Effects of mesh size (Degree of freedom)

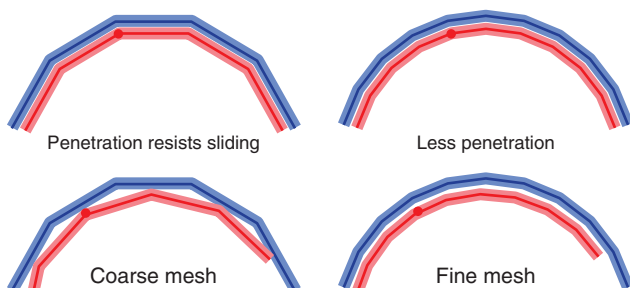


Fig. 11 Effects of mesh size (Penetration)

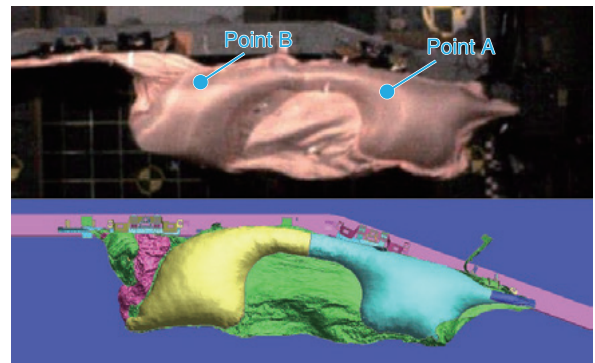
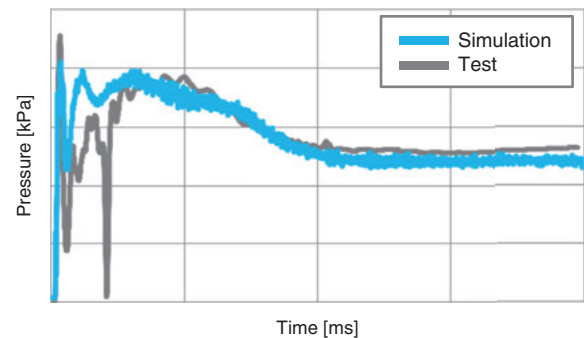
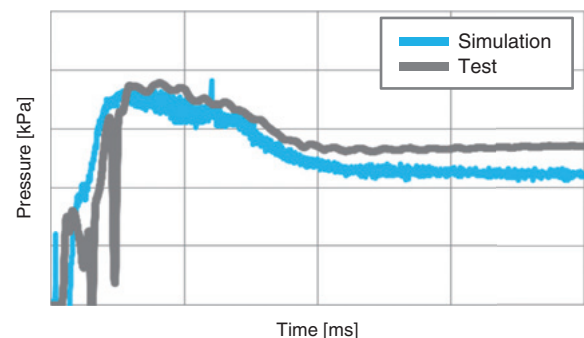


Fig. 12 Model A deployment at 18 ms



(a) Pressure at Point A



(b) Pressure at Point B

Fig. 13 Pressure during Model A deployment

4.3. インパクト性能比較

セダントypeに搭載されている (モデル B)、SUV Typeに搭載されている (モデル C) の二つの車両に搭載されている SCAB を用いて、前述のモデリング計算入力値を基に、インパクトシミュレーションをおこない、その結果と実験結果とを荷重変位の特性の観点から比較した。インパクト試験条件は、インパクトの質量が 4.5 kg、初速度が 32 km/h である。

セダントypeのモデル B は、ロールで折り畳まれており、折り畳まれた状態の直径が 30 mm であり、インフレーターは車両後端に位置している。この SCAB を用いて、メッシュサイズとタイムステップの一般的設定値のケース A と、本研究で得た設定値ケース B とによる二つのシミュレーション結果で検証した。Fig. 14 はインパクト試験時の静展開映像の時刻歴について、シミュレーション結果と実験結果とを比較したものである。ケース A では、実験結果に比べて展開時間が遅れ、インパクトが SCAB と接触した時点では、接触域での SCAB 容量は小さい。

そのため、Fig. 15 に示したインパクトの荷重変位特性において、ケース A のインパクト荷重が高くなったと考えられる。ケース B では、SCAB の展開時間、インパクトの荷重変位特性のいずれも、シミュレーション結果と実験結果とで同等となり、エアバッグから受けるインパクトの荷重変位特性も実験と同等となった。

一方、SUV Type のモデル C も、モデル B 同様にロー

ルで折り畳まれており、折り畳み状態の直径が 33 mm である。インフレータの搭載位置は、車両中心付近に位置しており、セダントypeの SCAB とは、ガスの流れ方が異なり、インフレーターから車両前後方向にガスが流れる。

本研究で得られたモデリング設定でインパクトシミュレーションの荷重変位特性の結果と実験結果を比較した。セダントypeとは異なるガス流れの場合でも、Fig. 16 に示した展開挙動と Fig. 17 に示したインパクトの荷重変位特性がシミュレーション結果と実験結果で一致したことを確認した。

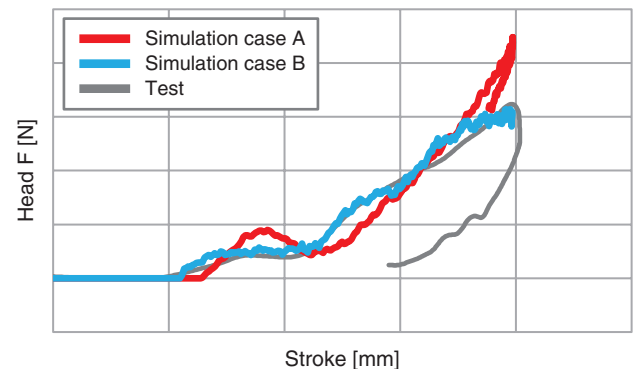


Fig. 15 Load-displacement history of impactor (Model B)

	CAE		Test
	Case A: Coarse mesh	Case B: Fine mesh	
15 ms			
17 ms			
20 ms			
25 ms			

Fig. 14 Deployment behavior of sedan-type SCAB (Model B)

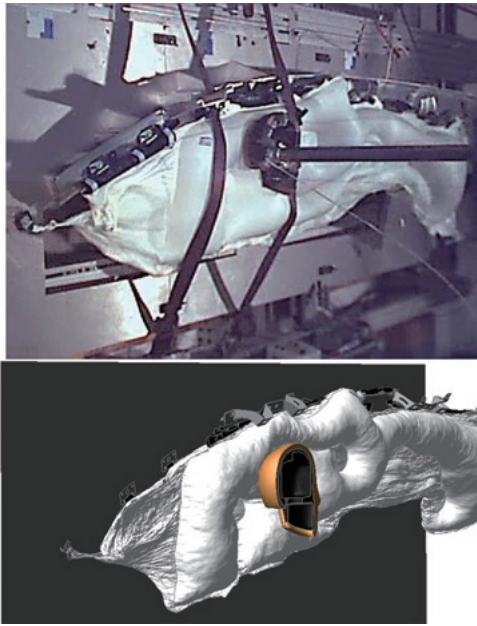


Fig. 16 Deployment behavior of SCAB SUV-type (Model C)

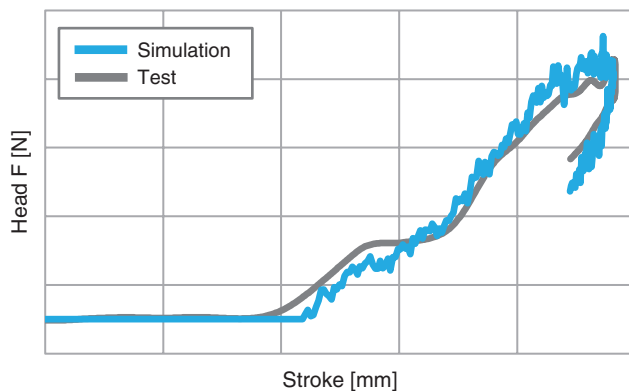


Fig. 17 Load-displacement history of impactor (Model C)

5. まとめ

ガス流れを考慮した CPM を用いた SCAB の展開シミュレーション技術開発において、下記の結果を得た。

- (1) 静展開時間への影響度が高いモデリングパラメータがメッシュサイズとタイムステップであることを明らかにし、SCAB の展開挙動メカニズムを解明することで、モデリングパラメータの適切な設定手法を開発した。
- (2) SCAB の静展開挙動とインパクタの荷重変位特性を、シミュレーションで予測することが可能となった。

参考文献

- (1) Takada, K., Muguruma, M., Maeno, T., Teraguchi, T., Kanamori, M., Koyanagi, K., Utsumi, Y., Nomura, N.,

Satonaka, S.: Investigation and Research into CAE Technique for Spot Weld Rupture, JSAE Annual Congress Proceedings, p. 17-20(2006)

- (2) Mae, H., Kishimoto, K.: Modeling and Simulation of Impact Failure Characteristic of Polypropylene by Elastoviscoplastic Constitutive Law, Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol. 1, No. 1, p. 35-46(2007)
- (3) Lee, J., Ha, W.: Assessment of Single Stage Driver-Side Airbag For FMVSS 208 Low Risk Deployment, p. 1-4(2010)
- (4) Lien, W., Bhalsod, D., Olovsson, L.: Benchmark Study on the AIRBAG_PARTICLE_Method for Out-Of-Position Applications, 10th International LS-DYNA Users Conference, p. 11-22(2007)
- (5) Hallquist, J.: LS-DYNA MANUAL, LIVERMORE SOFTWARE TECHNOLOGY CORPORATION, p. 10, p. 26(2003)
- (6) Harrison, P.: Determination of the in-plane shear stress response to shear strain and shear strain rate, using the picture-frame test, INTERNAL TEST STANDARD 1st edition, p. 3(2003)
- (7) Freisinger, M., Hoffmann, J., Stahlschmidt, S.: Investigation of the Early Inflation Characteristics of a Complex Folded Knee Airbag with the New Corpuscular Method in LS-DYNA, LS-DYNA Anwenderforum, p. 12(2007)
- (8) Schlenger, M.: A New Model for Simulation of Fabric Leakage in LS-DYNA, LS-DYNA Forum, p. 2(2010)
- (9) Hussey, B., Rink, L.: Predictive Techniques for Airbag Inflator Exit Properties, SAE Technical Paper, p. 10(1995)
- (10) Feng, B., Coleman, D.: Gas Dynamic Simulation of Curtain Airbag Deployment through Interior Trims, 10th International LS-DYNA Users Conference, p. 10(2011)

■ 著 者 ■



菅谷 尚 貴



井村 和 郎



前 博 行