先鋭船首構造の衝突緩衝船首特性の向上に関する一考察

正員 孝 岡 祐 吉* 矢 木 誠一郎**
熊 本 秀 喜** 正員 吉 川 孝 男***

A Study on the Improvement of Collision Buffer Bow Characteristics for a Sharp Entrance Angle Bow Structure

by Yukichi Takaoka, *Member* Seiichiro Yagi,
Hideki Kumamoto Takao Yoshikawa, *Member*

Summary

A comparative collision study of a conventional bulbous bow and a sharp entrance angle bow structure was conducted using elasto-plastic finite element analysis to demonstrate the superior collision buffer bow characteristics of the sharp entrance angle bow structure. Further improvements that optimize the design and energy absorption of the sharp entrance angle bow structure by replacing the longitudinal stiffened steel panels of outer shells with hybrid structures composed of polyurethane elastomer cores and steel faceplates were proposed. In addition, the stem structure replaced with the hybrid structure with a polyurethane foam core was also proposed. The new structures eliminate the number of framing members to simplify construction to enhance the collision buffer characteristic of the present conventional structure.

1. 結 言

中速船の代表例である LPG 船は、比較的 C_b が大きく、かつ、配置、港湾制限および設計速力などの厳しい制約条件を有している。箆ら¹⁾は突出型バルブ（いわゆるバルバスバウ）を装備した従来型船型に替わり、水面下のバルブのポリウレームを確保したまま、主船体の全長をほぼ制限一杯まで伸ばした、即ちバルブの効果を残したままバルブ突出を無くした垂直なプロファイルを採用する事により、計画満載喫水線付近より深い状態の平水中造波抵抗を半減し、推進性能が 6-10% 向上する船型を開発し、実用化した。（Fig.1 参照）

著者らはこの喫水線位置で鋭い水切り角度(Sharp Entrance Angle)を有する垂直なプロファイルの船首構造（以下、先鋭船首構造）を有する LPG 船の耐衝突性能を同じサイズの従来型船首構造（バルバスバウ、以下バルバス船首構造）を有する LPG 船と比較することにより評価した。評価にはシミュレーション計算を用いた。

スエズマックス型タンカーのダブルハル船側構造に対して、垂直に船首が衝突した場合のシミュレーション計算を実施した結果、先鋭船首構造の方がバルバス船首構造より衝突時に被衝突船の船側構造に広範囲に接触するため、衝突船及び被衝突船の全吸収エネルギーがより大きくなり、先鋭船首構造が優れた緩衝船首特性を有する構造であることが分かった。²⁾ また、先鋭船首構造の船側外板において、従来のスチフナ付パネル構造に替わり、Intelligent Engineering 社製の SPS（サンドイッチパネルシステム）構造³⁾を適用することで、一部のトランス部材を省略し、さらに緩衝船首特性の向上を図った。⁴⁾

本報では、はじめに一連のシミュレーション計算による、先鋭船首構造の耐衝突性能の向上に関する検討結果について説明する。つぎに、先鋭船首構造の緩衝船首特性の更なる向上を図るために、低比重のポリウレタンフォームコア材のハイブリッド構造体⁵⁾を船首部に適用した先鋭船首構造を提案し、その効果について同様のシミュレーション計算により評価した結果を示す。

2. 衝突シミュレーション

2.1 衝突シナリオ及び評価手法

Fig.1 に示す先鋭船首構造を有する LPG 船（積載容積約 80,000m³）の衝突時の耐衝突性能を評価するために、載荷重量 150,000DWT のスエズマックス型タンカー（以下、D/H タ

* (株) 川崎造船技術本部

** 川崎重工業（株）技術研究所

*** 九州大学

ンカー) のダブルハル船側構造に対して, 直角に先鋭船首構造をもつ船舶が衝突する場合について, シミュレーション計算を実施した. 比較対象はほぼ同じサイズのパルバス船首構造を有した LPG 船とした. 二種類の衝突船及び被衝突船の主要目を Table 1 に示す. 衝突船, 被衝突船とも満載状態での衝突を想定している.

Fig.1 An LPG carrier with a Sharp-Entrance-Angle bow

Table 1 Principal Dimensions of Ships

	Striking ship (LPG Carrier)		Struck ship (D/H Suez-max tanker)
	Sharp-Entrance-Angle bow	Bulbous bow	
Length B.P. [m]	222.0	219.7	263.0
Breadth Mid. [m]	37.2	36.0	48.0
Depth Mid. [m]	21.0	20.7	22.4
Draft Scant. [m]	10.6	10.5	16.0

Fig.2 Perpendicular ship-ship collision

Fig.2 に衝突形態を示す. 衝突船を D/H タンカーの二重船側構造に垂直に船速 10m/sec の一定速度で衝突させた. 計算時間の短縮, 及び各船首構造の吸収エネルギー比較を目的として, 一定速度での衝突シナリオとした. 衝突速度の影響については, 10m/s 及び 5m/s の一定速度で別途, 剛体壁への垂直衝突のシミュレーション計算結果より, 反力と変形量の関係に顕著な差が無いことを確認した.

今回想定した衝突シナリオは先鋭船首構造とパルバス船首構造を各々有する衝突船の耐衝突性能を比較するためのものであり, 十分な相対比較が可能であると考えられる.

被衝突船 (D/H タンカー) の幅 3.5m のダブルハル船側構造は一ホールド区画の衝突側半分をモデル化し, 境界条件として有限要素モデル中心線上及び前後端の境界を拘束した. 衝突船及び被衝突船とも満載状態とし, D/H タンカーのダブルハル船側のトランスの中間への衝突船の衝突を想定した. 被衝突船の衝突部のメッシュサイズは約 150mm とした. 周囲の流体の影響は無視した.

Fig.3 に先鋭船首構造, Fig.4 に比較対象のパルバス船首構造の有限要素モデルを示す. 両構造とも基本的にシェル要素を用いてモデル化し, 縦通肋骨等の補強材の面材ははり要素でモデル化した. 衝突隔壁より後方は衝突により変形しないと仮定し, 外板のみを剛体特性を有するシェル要素でモデル化した. 船首部の要素サイズは約 120mm とした.

Fig. 3 Finite element model of Sharp-Entrance-Angle bow
(Hull plating is not shown)

Fig. 4 Finite element model of Bulbous bow
(Hull plating is not shown)

計算には鋼 (MS, HT32 及び HT36) の応力-ひずみ線図として引張試験により求めた Fig.5 に示す値を用い、材料モデルは弾塑性体とした。材料はモデル化したメッシュサイズに適した、相当塑性ひずみが 20%に達すると破断すると仮定し、破断は要素を計算から削除することで表現した。⁸⁾ 全ての接触面に関して、滑り速度に関わらず摩擦係数を 0.3 とした。

応力-ひずみ関係に及ぼすひずみ速度の影響は一定速度での衝突シナリオ下における衝突現象の相対比較であるため、考慮していない。

シミュレーション計算には汎用計算プログラム LS-DYNA Ver971 を使用した。衝突船の各船首構造に対して、各々の耐衝突性能は被衝突船のダブルハル船側構造の内壁(縦通隔壁)が衝突により破断するまでに吸収されたエネルギーの総量を評価基準とした。

Fig. 5 Stress-Strain curves of steels

2.2 バルバス船首構造との特性比較

Fig.6 に衝突船の被衝突船ダブルハル船側構造への貫入量(圧壊量)、すなわち衝突船の移動量と接触反力の関係を、また、Fig.7 に貫入量(圧壊量)と吸収エネルギーの関係を、先鋭船首構造とバルバス船首構造のシミュレーション計算結果を比較して示す。

Fig. 6 Contact forces of the Sharp-Entrance-Angle and the bulbous bow structures

Fig. 7 Energy dissipating energies of the Sharp-Entrance-Angle and the bulbous bow structures

Fig.6, 7 中の●印, ▲印はそれぞれ被衝突船の外板及び内壁(縦通隔壁)が破断した時点の貫入位置を示す。Fig.6 より、5m以下の小さな貫入量の場合にも先鋭船首構造はバルバス船首構造に比べて接触反力が大きい。この対して、バルバス船首構造ではバウフレア部が被衝突船船側構造に接触し始めてから接触反力が大きくなる。Fig.6 に示す接触反力を積分して得られる吸収エネルギーは、衝突船の塑性仕事、被衝突船の塑性仕事、摩擦仕事の和で表されるが、この吸収エネルギーの比較評価から、耐衝突性能つまり緩衝特性は先鋭船首構造のほうが、バルバス船首構造に比べて優れているといえる。なお、衝突船と被衝突船の塑性仕事によって吸収されたエネルギーの比率は両構造とも約 1:2 となっている。

このようにバルバス船首構造に比べて、先鋭船首構造がより大きなエネルギーを吸収する理由は、先鋭船首構造の船首が垂直な Stem 形状を有しているため、衝突時の上下方向の接触領域が大きくなり、衝突の早い段階から、船首及び被衝突船船側構造の広範囲な部分の多くの部材が塑性変形し、多くのエネルギーを吸収していることによる。

遠藤ら⁹⁾は緩衝船首構造の指針として「(1)被衝突船の損傷を最小限とするため単位断面当たりの接触反力を最小にする。(2) 吸収エネルギーを大きくするために、断面の接触反力を最大にする。」の二項目を挙げている。(1)に関して、剛体壁への垂直衝突シミュレーション計算結果より得られた単位面積当たりの接触反力の先鋭船首構造とバルバス船首構造との比較を Fig.8 に示す。Fig.8 によると、両構造では単位面積当たりの接触反力は同程度であるが、Fig.6 の D/H タンカー船側外板への垂直衝突時の接触反力の比較により、先鋭船首構造はバルバス船首構造に比べて接触反力が倍程度大きく、上記(2)の条件を満足しており、バルバス船首構造より優れた緩衝性能を有する一種の緩衝船首構造であるといえる。

Fig. 8 Contact force per unit sectional area of the bows against a rigid wall.

3. 先鋭船首構造へのハイブリッド構造の適用

3.1 ハイブリッド先鋭船首構造

2.2 節の考察により、先鋭船首構造が緩衝船首構造の条件を満足していることを示した。本節では 2.2 節の特性比較で得られた知見を元にハイブリッド構造を現状の先鋭船首構造に部分的に適用し、現状の先鋭船首構造が有する緩衝船首特性の向上を図る。提案したハイブリッド先鋭船首構造の緩衝船首特性は 2.1 節と同様の衝突シナリオのシミュレーション計算結果により評価する。

ここでは、二種類のハイブリッド先鋭船首構造を提案する。

3.2 外板ハイブリッド先鋭船首構造

Fig.9, 10 に示す、船側外板ハイブリッド先鋭船首構造を提案する。船首部外板の一部にハイブリッドパネルを適用し、Fig.3 に示した従来構造では存在する内構材のトランスおよび船首部先端近くまで貫通している縦通肋骨を省略し、内構材の配置の変更を行った。このようにハイブリッドパネルを外板に採用することで、補強材の大幅な省略が可能になり、衝突時に抵抗する内構材の配置最適化が可能になり、緩衝船首構造のデザインの自由度が広がるものと考えられる。

ハイブリッド構造体として、Intelligent Engineering 社の SPS(Sandwich Plate System)³⁾を採用した。ハイブリッドパネルの寸法は前提条件として通常の航行時の外力に十分耐えられる寸法とするために、日本海事協会の規則式¹⁰⁾により外圧を求め強度設計条件とした。Fig.9 の SPS パネルの強度設計は Intelligent Engineering 社との共同研究⁴⁾によって実施した。(Appendix-1 参照)

トランスとストリンガーで囲まれた SPS のアスペクト比を 1.4~1.7 とし、面外荷重に対する強度を確保するため Fig.10 に示すように、二本のトランスを省略し、さらに、3 つのストリンガーを追加した。

Fig.9 Scope of SPS system (FE-Model)

Fig.10 Arrangement of inner structure

ハイブリッド構造の面材はシェル要素とし、コア材は二層のソリッド要素でモデル化した。ハイブリッドパネルのコア材ポリウレタンエラストマー（比重:約 1.0）の計算に用いた応力-ひずみ線図は Intelligent Engineering 社の基礎データより設定した。ポリウレタンエラストマーは弾塑性体とし、エラストマーの引張強度に相当する相当塑性ひずみに達すると破断すると仮定した。

Fig.11 に衝突船の被衝突船ダブルハル船側構造への貫入量(圧壊量)と接触反力の関係を、また、Fig.12 に貫入量(圧壊量)と吸収エネルギーの関係を、現鋼製先鋭船首構造の計算結果と比較して示す。

提案した船側外板ハイブリッド先鋭船首構造はハイブリッドパネルのアスペクト比を最適化するために、3 本の水平ストリンガーを追加しており、現先鋭船首構造に比較して、衝突時に衝突船の船首が被衝突船の船側外板をより均一に押すことが可能となり、接触力の局所的な集中が緩和される。

被衝突船の船側外板がより全体的に押され、被衝突船の船側外板がより広範囲に塑性変形することにより、多くのエネルギーを吸収することが可能になったと考えられる。Fig.13 に内板貫通時の被衝突船の船側外板の変形と塑性ひずみ分布を現鋼製先鋭船首構造の場合と比較して示す。

Fig.11 Contact forces of hybrid and conventional structures for the Sharp-Entrance-Angle bow structure

Fig.12 Total dissipated energies of hybrid and conventional structures for the Sharp-Entrance-Angle bow structure

Fig.13 Deformations of the D/H tanker at the inner hull rupture

3.3 Stem 部ハイブリッド構造の改善について

より一層緩衝船首特性を向上させるためには、船首構造先端の剛性を鉛直方向にできるだけ均一化して、タンカーとの衝突時の接触反力の局部的集中を防ぐことが有効であると考えられる。そこで、衝突時に最初に被衝突船に接触する Stem 材に SPS パネルに代わりコア材強度の異なるハイブリッド構造を採用し、さらにこのハイブリッド Stem 構造部分の水平ストリンガーを全て省略し、衝突時に Stem がより均一に接触反力を受けるような Fig.14 に示す構造を検討した。

Fig.14 右側に拡大して示す構造が Stem 材で、U 型に成型された 22mm 厚の表板材の内部にコア材を充填したハイブ

リッド型 Stem 構造とした。Fig.14 中、外板を除外して表示した範囲には Fig.9 に示す 3.2 節と同じ寸法の SPS を適用した。

Fig.14 Proposed hybrid stem structure (FE-Model)
(Hull plating is not shown for the scope of SPS)

コア材にはハイブリッドパネルの軽量化をも考慮して低比重（比重約 0.3）のポリウレタンフォーム（発泡ポリウレタン樹脂）を採用した。さらに比較検討のため、船首先端部に充填するポリウレタンフォームの比重（剛性・強度）をパラメータに 3 ケースの解析を実施した。すなわち、このポリウレタンフォームが比重約 1.0 の場合（シミュレーション計算には船側外板へのハイブリッド構造に適用したポリウレタンエラストマーの強度特性を用いた）、及び、コア材を充填しない場合を比較用として追加した。

シミュレーション計算に用いたポリウレタンフォームの材料特性は圧縮試験結果より求めた。⁵⁾ 弾性に富むポリウレタンフォームのヤング率と比重の関係を Fig.15 に示す。ポリウレタンフォームのヤング率等の強度特性と比重との関係は Fig.15 に示すように、明確な相関があり、近似式で表わされる。⁶⁾

イソシアネート基(-NCO)を持つイソシアネートが水酸基(-OH)を持つポリオール(ヒドロキシル化合物)と反応し、ウレタン結合(-NH-CO-O-)を含むポリウレタン樹脂を生成すると同時に、水との反応で尿素化合物と発泡剤となる炭酸ガスを生成し、ポリウレタンフォームが形成される。この際、ポリオール液中に混合する水（イオン交換水）の量を変化させることで、比重の異なる、つまりヤング率の異なるポリウレタンフォームコア材が成型可能である。一連の反応には、化学プラント設備を必要とせず、工場内での製造以外に、移動設備により造船所の屋外においても、ポリウレタンフォームの充填、成形が可能である。⁷⁾

ポリウレタンフォームの計算モデル化に当たって、ポリウレタンフォームは引張側のみで破壊が起こると仮定し、圧縮側の挙動として、70%の圧縮ひずみでコンパクション(材料が

潰れきって、剛性が大きく上昇すること。)を定義した。

Fig.16に衝突船の被衝突船ダブルハル船側構造への貫入量(圧壊量)と接触反力の関係を、また、Fig.17に貫入量(圧壊量)と吸収エネルギーの関係を、外板ハイブリッド先鋭船首構造の計算結果と比較して示す。Fig.16, 17中、Case-1はコア材比重約0.3, Case-2はコア材なし, Case-3はコア材比重約1.0の場合を示す。

評価基準であるD/Hタンカー内壁破断時までの各ケースの系全体のエネルギー吸収量の大小関係を考慮すると、Case-2(コア材無し)が最もエネルギー吸収量が大きく、Fig.12に示す船側外板ハイブリッド先鋭船首構造に比べて、61%のエネルギー吸収量の増加となっている。Case-1(比重0.3)の場合、25%のエネルギー吸収量の増加となった。反対にCase-3(比重1.0)の場合、外板ハイブリッド先鋭船首構造よりもエネルギー吸収量が少ない結果となり、Stemが強固であると緩衝船首特性が悪化する結果となった。

Fig.15 Comparison of Young's modulus and the measured core density

Fig.16 Comparison of contact forces for the Sharp-Entrance-Angle bow hybrid stem structures

Fig.17 Comparison of dissipated energies for the Sharp-Entrance-Angle bow hybrid stem structures

これは剛性の高いコア材をStemに内部充填することで、Stem形状がほとんど変形せず、Stemが塑性仕事によるエネルギー吸収をすることなくタンカーの内壁が破断している現象に一致する。Fig.18に各ケースにおいて、衝突船船首が被衝突船の船側内板(縦通隔壁)到達時の衝突船船首のStemの変形を水平面で切断して示す。Fig.18は上述の各ケースによる衝突船船首特性の違いをよく表している。

Fig.18 Horizontal deformations of the stems

すでに就航実績のある現鋼製先鋭船首構造のStem構造は外板厚さ24mmの普通鋼で、パネル割りとしてストリンガーを上下方向に一定間隔で、補強材として入れた構造としているのに対し、Case-2(コア材無)の場合、Stem外板を補強のためのストリンガーを省略しているため通常航行時の局部強度に問題があると考えられる。従って、Stem材としての強度を保持しながら、比重0.3程度のポリウレタンフォームコア材を採用することが可能(現鋼製先鋭船首構造のStem構造とcase-1の強度比較結果の一例をAppendix-2に示す。)となれば、更なる耐衝突性能の向上が可能である。

4. 結 言

LPG船に代表される中速船の推進性能を向上した先鋭船首構造の耐衝突性能をその緩衝船首特性に着目し、現鋼パネル構造に替わり、ハイブリッド構造体を部分的に船首構造に

適用することによって、緩衝船首特性の向上が図れることをシミュレーション計算により示した。その結果、以下のことが得られた。

- (1) D/H タンカー二重船側構造への垂直衝突シミュレーション計算の結果、緩衝船首構造の指針⁹⁾に従うと、現先鋭船首構造は一種の緩衝船首構造であると考えられ、バルバスバウ船首構造に比べても優れた緩衝船首特性を有しているといえる。
- (2) 現先鋭船首構造の船側構造にウレタンエラストマーコア材サンドイッチパネル（ハイブリッド構造体）を採用することで、緩衝船首特性を低下させる縦通肋骨を省略し、内部構造配置を最適化することが出来、緩衝船首特性を更に向上させることが可能となる。
- (3) 緩衝船首構造の指針⁹⁾に従い、被衝突船に最初に接触する船首構造 Stem 部の接触断面をより大きくするために、Stem 部をハイブリッド構造体にした先鋭船首構造を採用することにより、緩衝船首特性をより向上させることが可能となる。この際、比重を調整した最適なポリウレタンフォームをコア材として採用することで、ハイブリッド Stem 構造体が航行時の荷重に耐え、かつ、緩衝船首特性を向上させることが可能である。コア材強度を向上させすぎると、緩衝船首特性が十分向上しないという点もシミュレーション計算で示した。

先鋭船首構造は船首部が狭隘であるため、現構造よりも、船側外板にハイブリッド構造体を用い、船首狭隘部まで配置される縦通肋骨を省略し、さらに狭隘な船首 Stem 部にハイブリッド構造体を適用することは、工作面からも有益であると考えられる。今回、先鋭船首構造の緩衝船首特性の向上について、D/H タンカーの船側外板への垂直衝突シミュレーション計算により検討したが、他の衝突モードについても確認する必要がある。

謝 辞

本研究を実施するにあたり、SPS (Sandwich Plate system) の適用に関する共同研究を実施して戴いた Intelligent Engineering 社の S. Kennedy, M. Brooking 両氏、R. Törnqvist 氏（共同研究当時、Det Norske Veritas, 氏にはシミュレーション計算に際して、D/H タンカーの FE モデルをも提供い

ただいた。）及び BASF Inoac ポリウレタン（株）の東正敏氏の諸氏に深く御礼申し上げます。

参 考 文 献

- 1) 簗 一之, 岩崎 泰典, 小村 淳: 中速船の推進性能を高める新型船首形状について, 関西造船協会論文集, 第 241 号, 平成 16 年 3 月 (2004)
- 2) S. Yagi, H. Kumamoto, O. Muragishi, Y. Takaoka, T. Shimoda: A Study on collision buffer characteristic of sharp entrance angle bow structure, Marine Structure 22 (2009)
- 3) M.A. Brooking, S.J. Kennedy: The Performance, safety and Production Benefits of SPS Structures for Double Hull tankers, The RINA Conference on double Hull Tankers in London, 25th Feb (2004)
- 4) Y. Takaoka, T. Shimoda, S. Yagi, H. Kumamoto, O. Muragishi, R. Toronqvist, S. Kennedy, M. Brooking: A Study on Buffer Bow Design for SEA-Arrow, Proc. of the 3rd International Conference on Collision and Grounding of Ships, pp. 188 – 194, (2004)
- 5) Y. Takaoka, Y. Kuwano, M. Maeda, T. Yoshikawa: A Study on the Application of hybrid Panels with Different Core Characteristics of Hull Structure, Proc. of the 22nd Asian pacific Technical Exchange and Advisory Meeting on Marine Structures, (2008)
- 6) L. J. Gibson, M.F. Ashby: Cellular Solids – Structure and Properties, 2nd edition, Cambridge University Press, Cambridge, (1997)
- 7) 土木学会複合構造委員会新材料による複合技術小委員会: 複合構造技術の最先端 – その方法と土木分野への適用 –, 土木学会 (2007)
- 8) R.Törnqvist: Design of Crashworthy Ship Structure., Ph.D. thesis., Technical University of Denmark (2003)
- 9) H. Endo, Y. Yamada, O. Kitamura, K. Suzuki: Model test on the Collapse Strength of the Buffer Bow structures, Proc. of the 1st International Conference on Collision and Grounding, (2001)
- 10) 日本海事協会: 鋼船規則, C 編 (2004)

Appendix-1 ハイブリッドパネル構造体の強度設計⁴⁾

初期設計時に三通りの異なる SPS パネル配置(Option-A, Option-B, 及び Option-C)を準備し, 通常航行時の荷重として設定した設計荷重を, 各々の FE モデルに負荷して SPS の構造強度を確認した. Fig. A. 1.1~Fig.A.1.3 に FE モデル化部分の各 SPS パネル配置及び各 SPS パネル配置での SPS パネルの設定した寸法を表に示す. SPS の設計寸法は面材板厚 (mm)-コア材厚 (mm)-面材板厚 (mm) で示す. 設計荷重は日本海事協会鋼船規則¹⁰⁾ の Frames below Freeboard Deck forward collision bulkhead に対する規則式から得られる外圧を左舷側に負荷した.

Fig. A.1.1 SPS bow structure – Option A

Fig. A.1.2 SPS bow structure – Option B

Fig. A.1.3 SPS bow structure – Option C

各 Option に対して, パネルの応力分布及び変形量を比較し, 衝突時の挙動を緩衝船首特性の向上面から考察して, Option-B を SPS 構造として選択した. Fig.A.1.4 及び Fig.A.1.5 に Option-A と Option-B の FEM 静解析結果(パネル面外方向変形量, 及び鉛直方向法線応力)比較して示す. 緩衝船首特性の向上面から考えると, Stringer plate やトランス部材が少

ないことが望ましいが, Fig.A.1.4 及び Fig.A.1.5 に示すように, Option-A ではパネル中央部での変形量が Option-B に比べて大きく, 且つパネル周辺部に高応力部が発生している.

Fig. A.1.4 Comparison of each deflection by FE-Analysis results

Fig. A.1.5 Comparison of each normal stress in vertical direction by FE-Analysis results

Appendix-2 ハイブリッド型 Stem の強度比較

航行中に Stem の先端に水平に集中荷重が付加された場合を想定して FEM 静解析にて, Case-1 に示すウレタンフォーム充填の Stem 構造強度を現構造強度と比較した. スパン中央部先端に 100kN の集中荷重を与えた場合の FEM 静解析結果(応力, 変形量)の比較を Fig.A.2.1 に示す. スパン中央先端部への集中荷重に際して両者はほぼ同等の挙動を示す.

Conventional stem(13.5MPa)

Hybrid type stem(15.0MPa)

Fig. A.2.1 Comparison of each deformation and Von Mises stress under the concentrated load, 100kN at the mid-span