

LE-7A エンジン用構造鋳物への鋳造シミュレーション

Application of Casting Simulation to Structural Cast Metal for LE-7A Engine

安 藤 裕 二	石川島精密鋳造株式会社生産本部相馬工場
本 多 弘	石川島精密鋳造株式会社生産本部技術部 部長
野 島 直	石川島精密鋳造株式会社生産本部田無工場
横 田 尋 己	石川島精密鋳造株式会社生産本部相馬工場
清 水 友 和	石川島精密鋳造株式会社生産本部相馬工場

LE-7A エンジンに用いられる大型鋳物部品は素材形状が複雑であり、肉厚の変化が著しいものが多く、引け巣などの鋳造欠陥が発生しやすい。従来は、経験的ノウハウに基づき試行錯誤的手法で鋳造の欠陥低減を模索してきたが、最適な鋳造方案および条件を見いだすまでに多大な費用と時間が必要であった。そこで、引け巣欠陥評価に有効なツールである鋳造シミュレーションシステム ADSTEFAN を用いた。この結果、実地試験前に鋳造方案および鋳造条件を評価することが可能となり、品質改善はもとより試作期間の短縮と試作回数の低減を図ることができた。

The large cast parts used for the LE-7A engine are complicated and the thickness varies greatly. Therefore, defects such as the shrinkage tend to occur. Up to now quality improvement had been carried out by the trial-and-error method based on experiential know-how. However, in order to identify the optimal conditions, great cost and time were needed. By using the casting simulation system ADSTEFAN judged to be tool effective in evaluation of shrinkage, it became possible to evaluate casting design and conditions before a practical test. Consequently, it became possible to reduce not only the quality improvement but also the trial period and the number of trials.

1. 緒 言

H-IIA ロケットのメインエンジンである LE-7A に用いられる大型鋳物部品は、高負荷環境下で使用されることから信頼性向上のために高品質化への要求が強い。しかし、大型鋳物部品はその形状が複雑であり、重要部位である薄肉の翼部を含む流体通路部は熱伝導性の悪いセラミック系の鋳型や中子で成形する必要がある。このために鋳造後の凝固制御が非常に困難であり、製品部に引け巣などの鋳造欠陥が生じやすい。従来は、経験的ノウハウに基づき鋳造欠陥低減を模索してきたが、最適な鋳造方案や条件を見いだすまでに多大な費用と時間が必要であった。

そのため、以前から実地試験の前段階でコンピュータシミュレーションを導入することで試験、評価期間の短縮化が検討されていた。しかし、コンピュータや解析ソフトウェアの性能、基礎データの不足、その他諸事情で解析実績はあまりなかった。

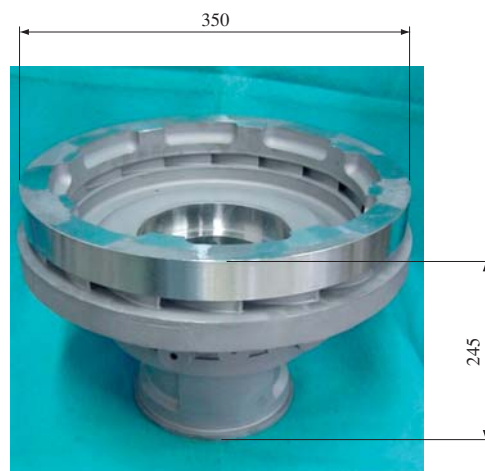
そこで、2001 年度から 2003 年度にわたり独立行政法人宇宙航空研究開発機構（JAXA）の委託による「宇宙機用鋳造・溶接・ろう付技術の研究」の一環として鋳造条件最適化のための鋳造シミュレーションを実施した。

本稿では、その研究成果の一部をまとめ報告する。

2. 試 験 内 容

2.1 供 試 体

引け巣欠陥に対し改善要求が高く、また翼部や中空構造部に中子を使用し、素材形状も複雑な FTP ケーシング D 本体を解析対象とした（第 1 図）。



第 1 図 LE-7A エンジン FTP ケーシング D 本体鋳物素材（単位：mm）

Fig. 1 LE-7A FTP casing D body cast (unit : mm)

2.2 試験方法

2.2.1 解析条件

(1) 解析ソフトウェア

ADSTEFAN 株式会社日立製作所

(2) 計算条件（第1表）

物 性 値 鋳型, 中子, INCO718
メッシュサイズ 前段階である有効性評価の際は 3 mm, 最終評価の際は 1 mm とした。

(3) 評価パラメタ

欠陥発生位置 新山パラメタ

$$C = G / \sqrt{R} \quad \cdots \cdots (1)$$

C : 新山パラメタ

G : f_s 通過時の温度勾配 ($^{\circ}\text{C}/\text{cm}$)

R : f_s 通過時の冷却速度 ($^{\circ}\text{C}/\text{cm}$)

f_s : 流動限界固相率

欠陥の大きさ 新山パラメタ

$$S = K / \sqrt{R} \quad \cdots \cdots (2)$$

S : 改良新山パラメタ

K : 定数

2.2.2 鋳造シミュレーション

真空溶解炉で鋳造される精密鋳造では, 予熱された鋳型を真空チャンバに入れ, 所定の圧力まで減圧された真空チャンバ内で注湯される。その後, 真空チャンバから出され大気中で冷却・凝固する。

こうしたプロセスを忠実にシミュレーションを行うことは現有技術では困難であり, 何らかのモデル化を必要とする。そこで, 注湯過程を模擬する湯流れ解析と凝固過程を模擬する凝固解析を行い, 当該結果と実験事実とを対比することで必要な計算条件を探索することにした。

(1) 充てん速度

実際の注湯は, 真空チャンバ内でプログラムによる自動傾動機構によって自動注湯されているため動作は一定している。しかし, 重力を利用した注湯方式であり, また湯口部に溶湯内の不純物を除去するためのフ

ィルタを使用しているため, 溶湯の流入量と時間との関係はよく分っていない。そこで, 実際の充てん完了時間から推定される流速のいくつかの場合について湯流れ解析を実施した。

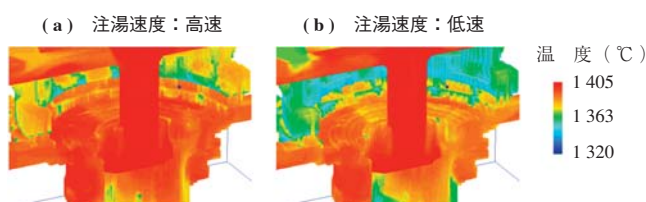
その結果, 溶湯充てん完了後の鋳物の温度分布を比較すると流速の低い場合（充てん時間の長い場合）の方が, 温度低下が大きく, 温度低下の大きい場所で比較すると 20 ~ 30 $^{\circ}\text{C}$ 程度の差があることが分った（第2図）。しかし, 湯流れ解析後に凝固解析をした場合の新山パラメタの分布について比較すると, 流速の高低で同様の傾向を示していることから, 新山パラメタに対する充てん速度の影響は少ないことが分った（第3図）。

そこで, 以降湯流れ解析する際は, 実際の充てん時間から推定される平均の充てん速度を用いた。

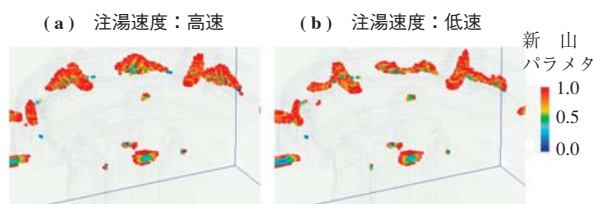
(2) 湯流れ時の温度変化

溶湯は, 鋳型内を充てんする過程で鋳型に熱を奪われ温度が低下する。また逆に鋳型は, 溶湯によって加熱され温度が上昇する。これらの温度変化は, 湯流れ解析の結果から得られるが, その温度変化が最終的な凝固解析の結果に対し決定的な要因でなければ, 湯流れ解析を省略することで凝固解析を含めた全体の計算時間を短縮できる。

そこで, 初期の鋳型温度を一定とした場合と湯流れ解析後に凝固解析を実行した場合で新山パラメタの分布を比較した。この結果, 多少違いが見られるものの



第2図 注湯速度の違いによる溶湯充てん後の温度分布比較
Fig. 2 Comparison of temperature distribution after melting-metal filling by the difference in the pouring velocity



第3図 注湯速度を変えた場合の新山パラメタの分布
Fig. 3 Distribution of the Niyama parameter at the change in pouring velocity

第1表 シミュレーションに使用した物性値
Table 1 Physical properties used for simulation

項 目	密 度 (g/cm^3)	熱伝導率 ($\text{W}/(\text{m}\cdot^{\circ}\text{C})$)	比 熱 ($\text{J}/(\text{g}\cdot^{\circ}\text{C})$)	潜 熱 (J/g)	液相線 温 度 ($^{\circ}\text{C}$)	固相線 温 度 ($^{\circ}\text{C}$)
鋳 型	2.138 6	1.690	1.240	—	—	—
中 子	1.514 5	1.608	1.340	—	—	—
INCO718*	7.7	29.308	0.754	250	1 337	1 268

(注) *: 1 000 $^{\circ}\text{C}$

新山パラメタの分布から予測される引け巣発生場所については、顕著な違いがないことが確認された（第4図）。

したがって、パラメタサーベイは凝固解析のみで行い、最終的な確認のときのみ湯流れ解析と合わせた凝固解析を実施した。

（3）メッシュ分割数

同じモデルの場合、メッシュサイズの細分化は計算時間を著しく増大させる。当該部品の場合、3 mm 角で分割すると約 566 万要素となり湯流れ解析で 11.5 時間、凝固解析に 3.5 時間を要する。数多くの鑄造条件について解析を行う場合、この程度の計算時間が望ましい。そこで、メッシュサイズを 3 mm とした場合と 1.5 mm とした場合について、新山パラメタの解析結果を比較することで、メッシュサイズが計算精度に与える影響について調査した。

この結果、新山パラメタに対するメッシュサイズの影響は比較的小さいことが分った（第5図）。そこで、パラメタサーベイは 3 mm 角のメッシュサイズで解析し、最終的な確認の際に、必要に応じてより小さなメッシュサイズで解析した。

（4）熱抵抗の影響

凝固解析において鑄物・鑄型など異種材料間での熱伝達を考慮するため、界面熱抵抗を与える必要がある。正確には測温実験で各界面での熱抵抗を求めるべきである

が、実際に測定することは非常に困難な場合が多い。

そこで、ここでは実体で発生している引け巣欠陥の分布と、計算によって得られる引け巣発生の予測パラメタである新山パラメタの分布が合致するよう熱抵抗の値を調整し、各部の熱抵抗の値を推定した。熱抵抗の値を変更することで新山パラメタの分布は大きく変化するが（第6図）、最終的には鑄型・空気間で4種類の熱抵抗を設定することで、実体の傾向に近似した予測結果が得られた。

なお、新山パラメタの分布と実体での引け巣欠陥の分布が合致していない部位が存在するものの、局部的であることから部分的な差異については、後の解析のなかでその都度検討、評価した。

2.2.3 鑄造パラメタの有効性評価

2.2.3.1 鑄造シミュレーション

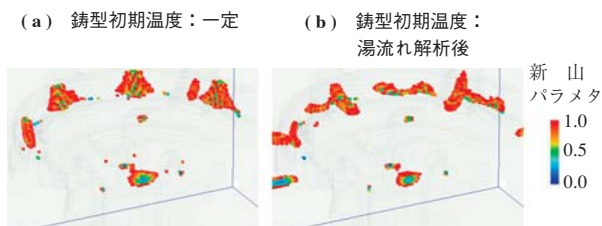
2.2.2 項で設定した簡易解析するうえでの前提条件が、今後解析をする広い範囲の条件においても有効に利用できるか検証した。このために現行方案を基本に条件変更が比較的容易であり、かつ鑄造欠陥に影響が大きいと判断される湯道径（湯道断面積増減率）、鑄込み温度、鑄型初期温度、カップ部温度を品質工学手法に基づき9条件を設定した。これらの解析結果と実際に試鑄した結果とを対比し、この条件の範囲での有効性を評価した。

なお、これらの条件以外は現行方案での解析条件と同一とした（第2表）。

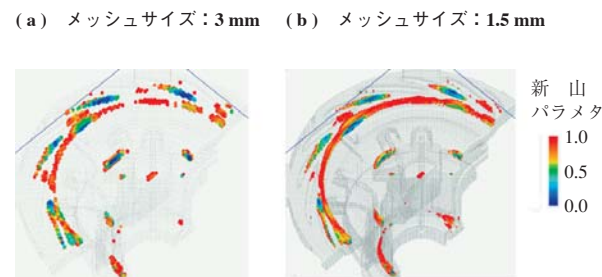
2.2.3.2 欠陥発生位置の調査

9条件の解析によって得られた結果から（第7図）、欠陥発生状況に顕著な差が出ると予想され、また条件の範囲が広い条件1, 3, 7, 9の4条件について実際に試鑄した。また、4条件のなかでも条件1と条件3の間で特に欠陥発生に差が出るとの解析結果から、当該2条件の試鑄品については解析結果との比較対象品として、さらに精査した。

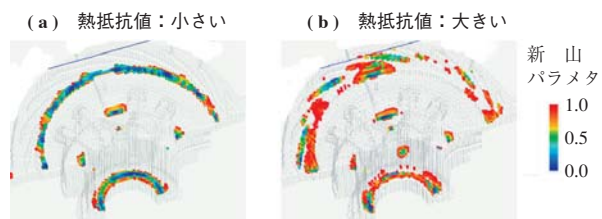
製品内部の品質を確認するため、第8図に示す切断評価位置の断面A-Aについて蛍光浸透探傷検査を実施し、この



第4図 鑄型初期温度を変えた場合の新山パラメタの分布
Fig. 4 Distribution of the Niyama parameter at the change of initial mold temperature



第5図 メッシュサイズを変えた場合の新山パラメタの分布
Fig. 5 Distribution of the Niyama parameter at the change of mesh size



第6図 熱抵抗の値を変えた場合の新山パラメタの分布
Fig. 6 Distribution of the Niyama parameter at the change of heat resistance

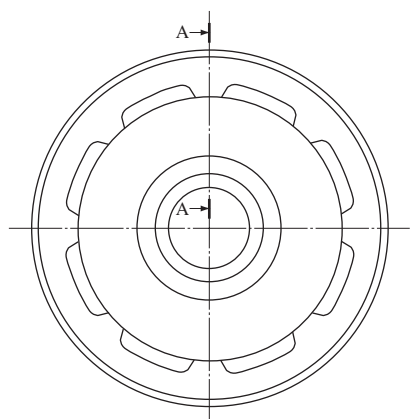
第 2 表 シミュレーション条件
Table 2 Simulation conditions

条 件	湯道断面積増減率 (%)	鋳込み温度 (℃)	鋳型初期温度 (℃)	カップ部温度 (℃)
1	-40	-55	-100	-100
2	-40	現 行	現 行	現 行
3	-40	+55	+100	+100
4	現 行	-55	現 行	+100
5	現 行	現 行	+100	-100
6	現 行	+55	-100	現 行
7	+40	-55	+100	現 行
8	+40	現 行	-100	+100
9	+40	+55	現 行	-100



第 7 図 品質工学手法に基づき設定した 9 条件の新山パラメタの分布

Fig. 7 Distribution of the Niyama parameter of 9 conditions set up based on the quality engineering method



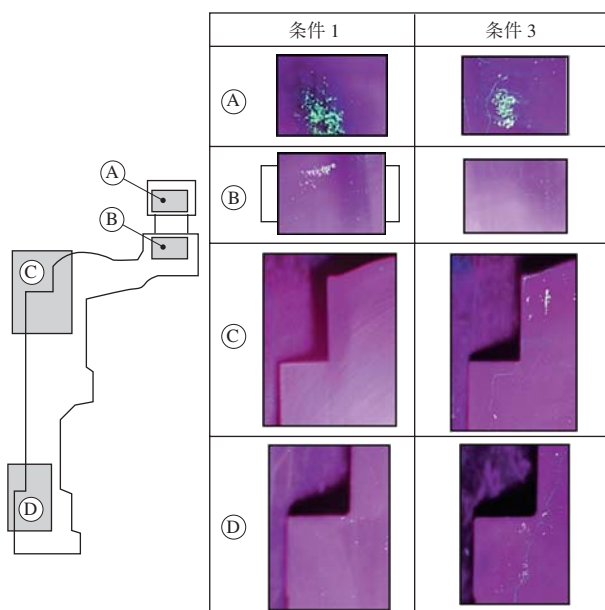
第 8 図 切断評価位置

Fig. 8 Cutting position

結果を第 9 図に示す。条件 1 は翼部近傍のみ引け巣欠陥が認められるのに対し、条件 3 は翼部上部の部位 A および内周側堰間の部位 C にも若干の欠陥が認められた。

2. 2. 3. 3 解析結果と有効性評価

条件 1 および条件 3 の断面 A-A における新山パラメ



第 9 図 品質工学手法に基づき設定した条件 1 および条件 3 の断面 A-A における蛍光浸透探傷検査結果

Fig. 9 FPI results of condition 1 and condition 3 set up based on the quality engineering method in section A-A

タの分布と試鋳品の欠陥発生状況とを比較すると、それぞれの結果が合致していない部位が存在することが分かった (第 3 表)。

そこで、実測した鋳型温度と計算から得られた鋳型温度とを比較し、計算値が実測値に近似するように熱抵抗の値を見直した (第 10 図)。

この結果、鋳型温度の実測値と解析による計算値との差異は、鋳型・空気間の熱抵抗の値を下げることで実測値に近づくことが分かった。このときの熱抵抗の値を基に再度凝固解析した結果、新山パラメタの分布を実体の欠陥分布に近づけることができた。

2. 2. 4 鋳造条件の最適化

2. 2. 4. 1 品質工学手法による評価

2. 2. 3 項の鋳造パラメタ有効性評価で設定した 9 条件

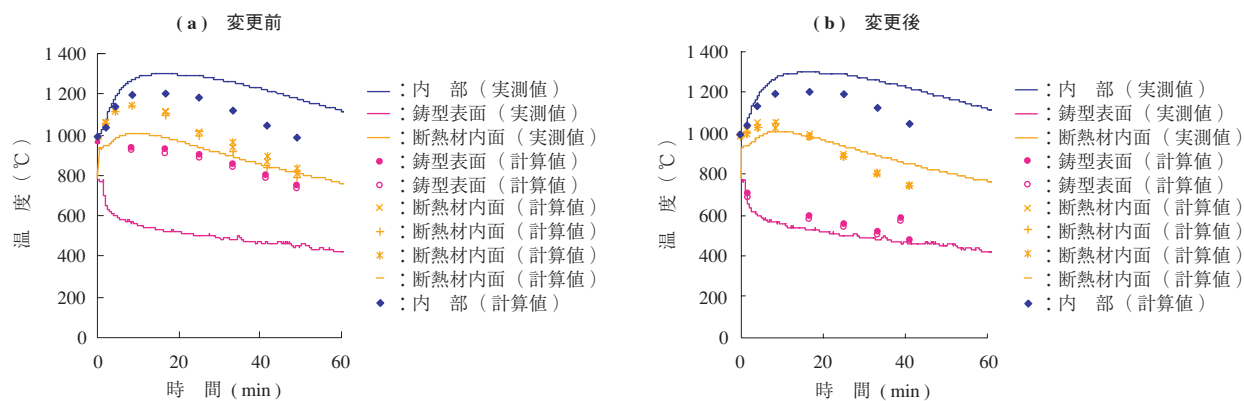
第 3 表 断面 A-A における条件 1 と条件 3 の実体と解析結果との品質比較

Table 3 Comparison of the quality of condition 1 and condition 3 in the section A-A

評価部位	条件 1		条件 3	
	実 体	解析結果	実 体	解析結果
A	×	◎	×	×
B	○	◎	◎	◎
C	◎	◎	△	◎
D	◎	◎	○	◎

(注) 評価基準

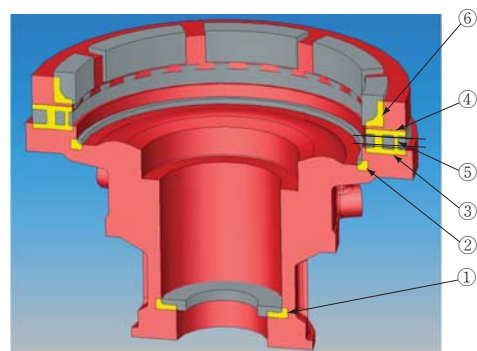
◎：欠陥なし △：欠陥サイズ中
○：欠陥サイズ小 ×：欠陥サイズ大



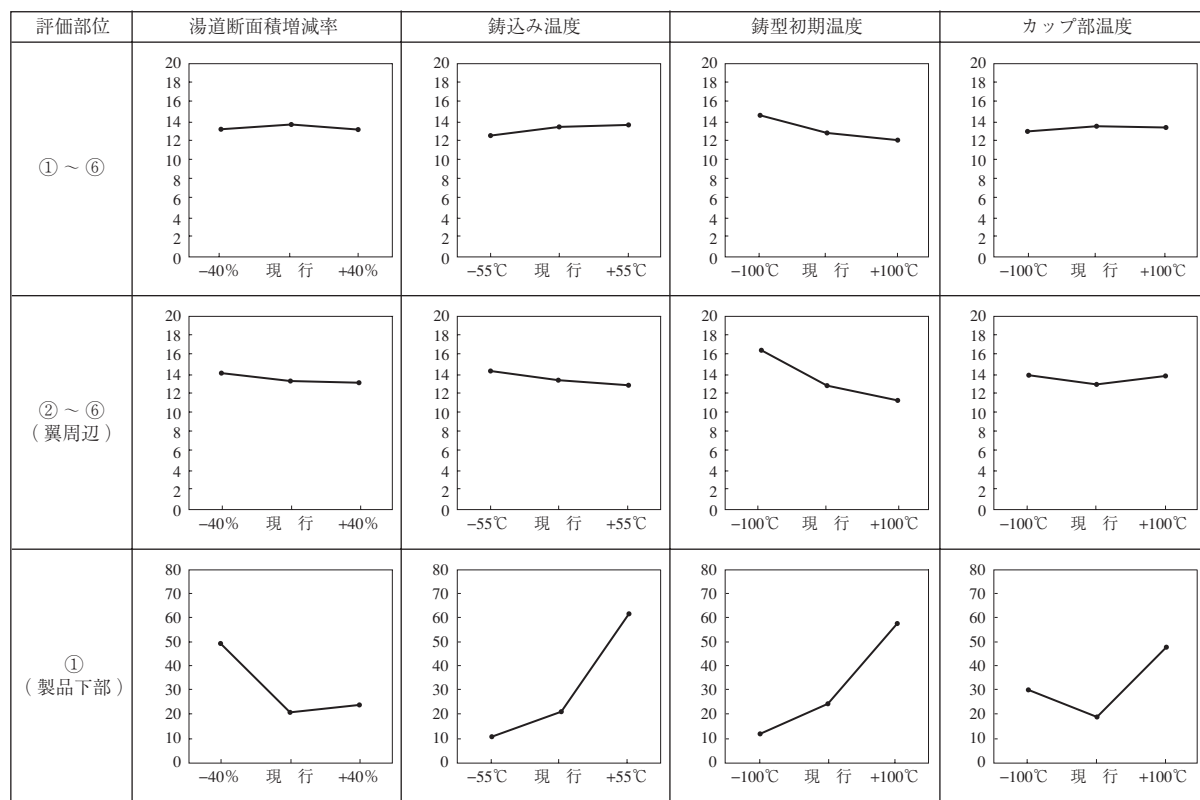
第 10 図 熱抵抗変更前後のシミュレーション計算値と実測値の鋳型温度比較
Fig. 10 Comparison of the calculated mold temperature and actual measurement before and after change of heat resistance

は、品質工学手法に基づき設定しているので、当該条件によって鋳造パラメタの影響を定性的に評価した。なお、解析するには、引け巣の程度を数値化する必要があるため、第 11 図に示す引け巣の発生が予測される部位 ①～⑥について、表面を含めた領域に存在する新山パラメタの値が 1 以下となる要素の占める割合を体積率として算出し、数値情報として利用した。

これらの数値情報を使用し、田口メソッドによって評価した結果、現行方案では鋳造パラメタの変更のみで最適化を図ることは困難であることが分かった（第 12 図）。



第 11 図 引け巣欠陥の体積率を計算した部位
Fig. 11 Area used to calculate the rate of volume of shrinkage



(注) Y 軸数値: dB 値

第 12 図 新山パラメタが 1 以下となる要素の体積率の要因効果図 (S/N 比)
Fig. 12 Graphs of factorial effects of the volume rate, in which the Niyama parameter becomes one or less for each element (signal-to-noise ratio)

2.2.4.2 最適化方案および条件の検討(1)

現行方案で問題となる欠陥発生部位は、内周側の堰の間および翼部近傍である(第13図)。そこで、铸造シミュレーションの解析結果を基に各部位の欠陥抑制策を検討した。

(1) 最適化方案および条件の検討

(a) 内周側の堰間

現行方案において内周側の堰部は、製品側から堰・湯道側に指向性凝固しており製品部に引け巣欠陥の発生はない。しかし、堰と堰の間に位置する部位には引け巣欠陥の発生があり、解析結果においても新山パラメタの小さい部位となっている。このことは、当該部は堰がないために十分な押し湯がないこと、堰と堰の間には冷却し難い鑄型があり冷却速度が遅いこと、またそれによって周辺部に対し効果的な温度勾配がついていないことが原因と推定された。

したがって、該当箇所には、十分押し湯効果を与えられ全面で指向性凝固する堰形状が適切であると判断された。

(b) 翼部近傍

現行方案を基に種々の鑄造条件を変更して凝固解析を実施したが、いずれの場合も鑄物上部に新山パラメタの値が小さい部位が存在し、それらは鑄物外側の堰と湯道の位置と関連があることが分かった。したがって、現行方案を基本とした場



第13図 現行方案での代表的な引け巣欠陥発生箇所

Fig. 13 Typical area which shrinkage generates in present casting design

合、鑄物外側の堰と湯道の影響を除きながら鑄物上部に対して指向性凝固を向上させる方案が適切であると判断された。

そこで、現行方案を基本とし(a)項および(b)項の検討結果を具備する改良方案を立案し、解析した。

(2) 解析結果

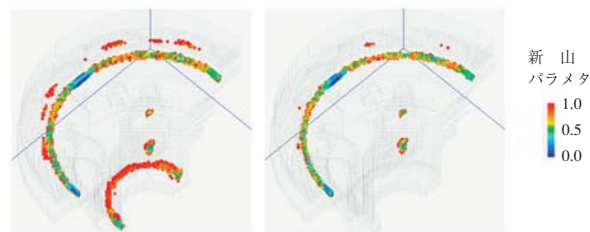
前項の検討結果に基づき内周側堰間の影響を除くため、全周型の堰形状に変更した。また外周側の堰の影響を除くため、外周側の堰およびこれにつながる湯道を除いた。当該改良方案において鑄造条件を変更し凝固解析した結果、鑄型初期温度および鑄込み温度を現行条件より高くすることで、引け巣欠陥が低減する傾向が示された(第14図)。

しかし、この改良方案においても現実的範囲での温度条件の変更のみでは欠陥を完全になくすことは難しいと思われる結果も得られた(第15図)。

(3) 有効性評価

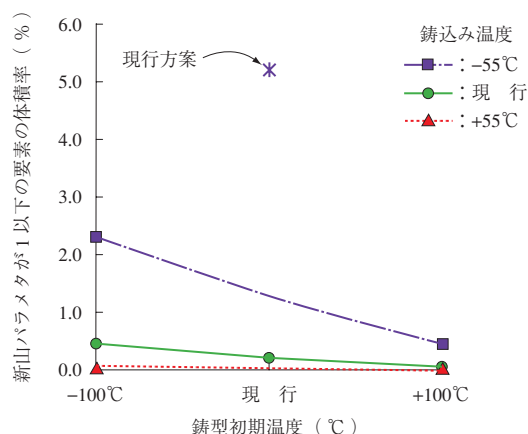
解析結果の有効性を検証するため、改良方案において実際に試鑄し、評価した。なお、方案変更による影

(a) 温度条件：現行 (b) 温度条件：
現行より高い値



第14図 温度条件変更による新山パラメタの分布

Fig. 14 Distribution of the Niyama parameter at the change of temperature conditions



第15図 改良方案における鑄造パラメタの影響

Fig. 15 Influence of the casting parameter in the improved casting design

響をより明確にするため、方案以外の条件の変更は実施しなかった。

この結果、翼部の上側に位置する部位および内周側堰部に内在する欠陥が一部に存在するものの、いずれも致命的欠陥ではなくまた翼部の欠陥についても現行方案に比べ半減していた。

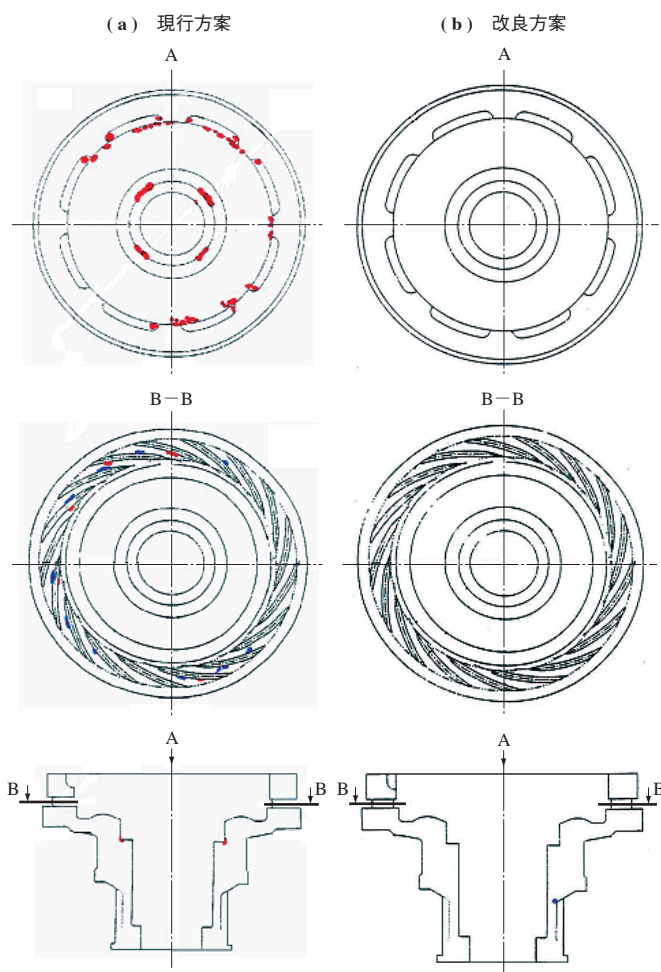
なお、鑄造シミュレーションの欠陥発生予測については、一部に試鑄結果と合致していない部位があるものの、比較的良い整合性を示していた。また、上部肉盗み部の欠陥の消滅、翼部欠陥の低減など、当該改良方案解析で予測された改善効果は得られたと判断された（第16図）。

2.2.4.3 最適化方案および条件の検討（2）

先の改善方案である程度の品質改善が得られたが、さらなる改善のため条件の再検討を実施した。

（1）引け巣欠陥評価パラメタの改良

従来は、引け巣欠陥予測を新山パラメタの分布から評価していたが、当該パラメタは引け巣欠陥の位置の



第16図 蛍光浸透探傷検査による表面欠陥検査結果マップ
Fig. 16 Surface defect inspection result map by FPI

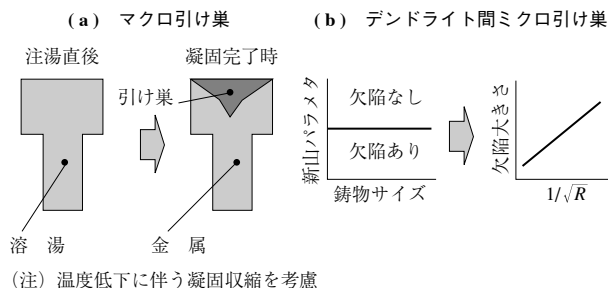
予測は可能であるがその大きさについては予測できない。しかし、より高度な欠陥評価をするには欠陥の大きさについても把握できることが望ましいが、数値解析によって評価する場合には何らかのモデル化された解析手法が必要となる（第17図）。そこで、引け巣欠陥が、その大きさにより発生メカニズムが異なる点に着目し評価パラメタの改良を図った。

比較的大きなマクロ引け巣は凝固の過程で、固相率の増加に伴い減少する体積変化を駆動力として、溶湯が移動することによって発生する。この点に着目し伝熱現象と溶湯の流動現象を連成させた解析手法を適用した。溶湯は、質量保存則に従い溶湯移動の駆動力が全体に伝播するものとして流動解析を行い、この結果からマクロ引け巣の欠陥発生を予測した。なお、溶湯の移動速度が非常に遅いことから、粘性項、慣性項、移流項は無視した。

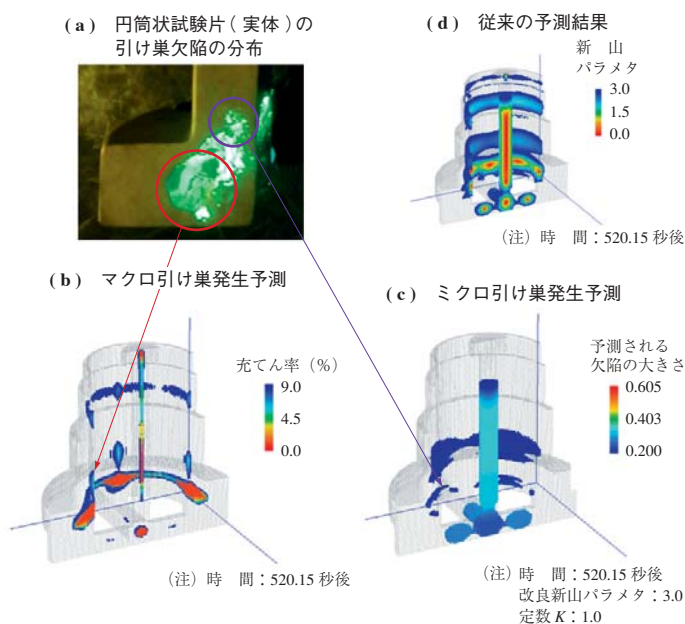
また、デンドライト間の溶湯補給不足によって生じるミクロ引け巣は、従来の新山パラメタを改良することで欠陥発生予測を評価した。新山パラメタは、温度勾配 G を冷却速度 R の平方根で割り、欠陥発生予測パラメタとして規格化している。しかし、この規格化のために大きさに関する情報を喪失している。そこで、引け巣の大きさは冷却速度 R の平方根の逆数に比例することに着目して、新山パラメタを再度 $1/\sqrt{R}$ でフィルタリングすることで大きさの情報を付与した（以下、改良新山パラメタと呼ぶ）。

これらの改良評価パラメタの有効性を確認するため、円筒状試験片で評価した結果、良い整合性を示しており、これらのパラメタの有効性が確認された（第18図）。

なお、本稿における評価部品では、主にミクロ引け巣が問題であることから、改良新山パラメタによる欠陥発生を予測した。



第17図 引け巣発生メカニズムのモデル化
Fig. 17 Modeling of shrinkage generation mechanism



第 18 図 円筒状試験片における改良パラメタの解析例
Fig. 18 Example of analysis with improved parameters in cylindrical test piece

(2) 解析結果

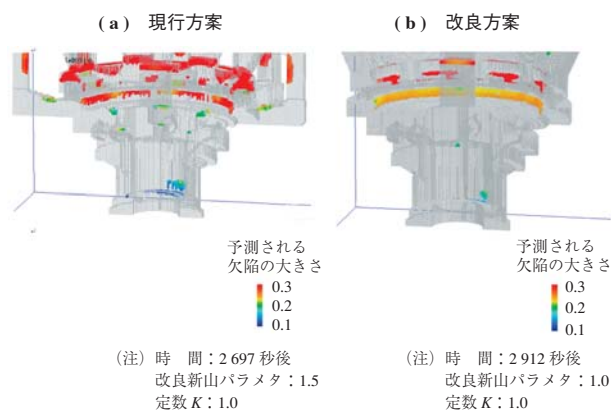
最適条件探索を目的とした解析をするなかで、パラメタの一つである熱抵抗の値を铸造方案の内周側について高くすることで、さらに引け巣欠陥が低減する傾向が示された。内周側の熱抵抗を高い状態にするためには、内周側の熱が外部へ放熱するのを防ぐ必要がある。しかし、現行方案および先の改良方案では、鑄造型性を勘案して製品上部に位置する堰の一部が開放された形状であった。そこで、堰の形状を全周一体にすることで内周側の放熱を防いだ。この結果、現行方案と上部堰形状を変更した改良方案について改良新山パラメタを比較すると翼部近傍で欠陥が低減する解析結果となった（第 19 図）。

(3) 有効性評価

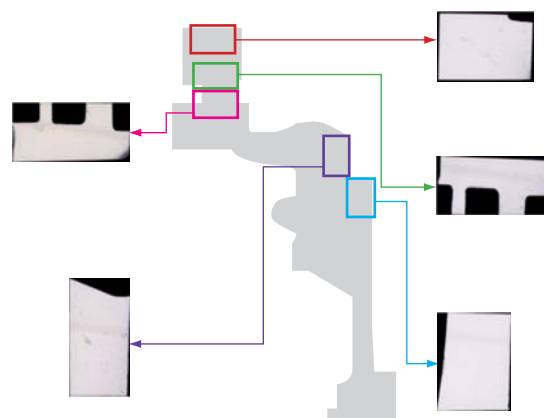
製品上部の堰形状変更方案での解析結果において予測された製品上部肉盗み部の引け巣欠陥は、試鑄品においては確認されなかったなど、部分的に解析結果と合致しない箇所が存在する。しかし、その差は小さく全体的には良い整合性が示された。また、品質上大きな問題であった翼周辺部欠陥についても引け巣欠陥の低減が実現され、大幅な品質改善が図られた（第 20 図）。

2.3 鑄造シミュレーションの解析精度の妥当性評価

伝熱計算の妥当性を検証するうえで、鑄型内を移動する溶湯の温度変化を把握することは非常に重要であるが、一般に複雑で大型の構造物に熱電対を取付けて、これらを実



第 19 図 現行方案と改良方案の改良新山パラメタによる引け巣予測
Fig. 19 Predicted generating area of shrinkage at the present casting design and improved casting design by improved the Niyama parameter



第 20 図 内周側および製品上部堰形状変更後の改良方案における結果
Fig. 20 Result of the improved casting design after change of inner side gate form and upper side gate form

測することは製造工程を考慮すると現実的でない。そこで、金属が凝固する際に形成されるデンドライトの幹の太さは、冷却速度が小さくなるほど粗大化することに着目し、二次デンドライトアーム間隔（以下、DAS II と呼ぶ）と伝熱解析によって算出される平均冷却速度との相関を検証することで、妥当性を評価した。

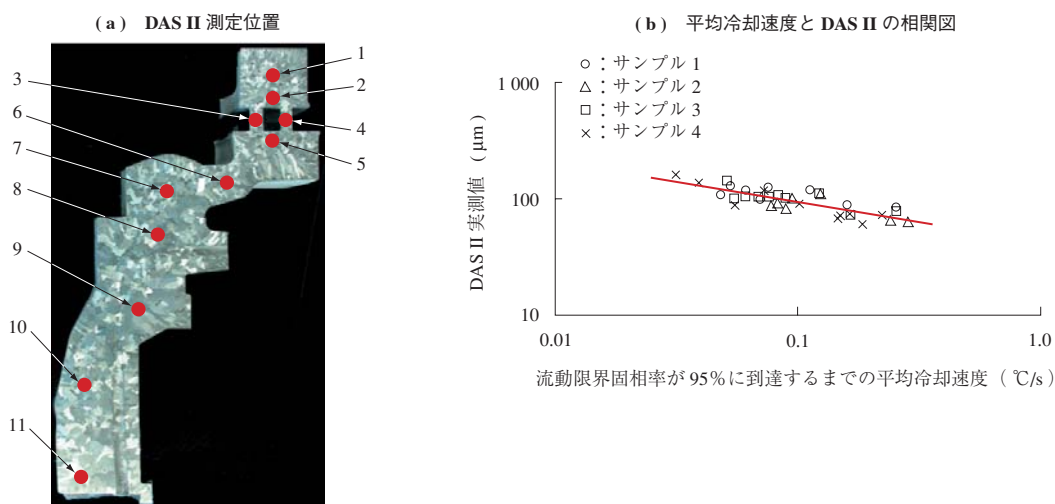
この結果、実測値である DAS II は、伝熱解析で得られた冷却速度のおよそ $-1/3$ 乗に比例しており、これは一般にいわゆる DAS II の成長機構に対応している（第 21 図）。この関係は次式に整理される。

$$\text{DAS II} = b \cdot R^m \quad \dots\dots\dots (3)$$

b : 定数

m : 定数（一般には 0.33）

このように、実測される DAS II から予測される冷却速度は、解析結果と良い一致を示していた。このことから、使用した鑄造シミュレーションの解析精度の高さが示され



第 21 図 DAS II 実測値と平均冷却速度計算値との関係
Fig. 21 Relationship between value of measured DAS II and value of calculated average cooling speed

た。

なお、試鑄品と解析結果の欠陥分布の部分的な差は、当該部の DAS II の測定結果から、実際と解析とは冷却速度が異なっていることに起因していることが示唆された。したがって、部分的な違いを解決するためにはその周辺部の熱抵抗の値を見直す必要があることが確認された。

このように、実際と異なるパラメータを採用することで誤った解析結果となってしまうことから、先に試鑄した鑄物を精査し、その結果を後の解析にフィードバックすることが高精度な解析には重要であることが改めて確認された。

3. 結 言

従来の試鑄による評価では、時間的また費用的な制約から数多くの条件を検討することは不可能であった。しかし、鑄造シミュレーションによって現実的には実現不可能な条件についても検討することが可能になり、短期間で大幅な品質改善を図ることができた。また、本研究を通し解析に必要な種々の基礎データについても取得することができた。

しかし、今後さらなる品質や信頼性の向上のためには、鑄造方案や鑄造条件の変更のみでは限界があるため、補修ができないような重要部位については、鑄造性を考慮した素材形状へ変更するなどの検討も必要である。

本研究で得られた成果は、LE-7A エンジンの FTP ケーシング D および FTP ケーシング B について工程変更が承認され、今後の量産品に適用することになった。ほかの鑄造部品についても本研究の成果を水平展開することでさらなる品質改善と信頼性向上につなげていく。

— 謝 辞 —

有意義な研究の場を提供していただいた独立行政法人宇宙航空研究開発機構ならびに社団法人日本溶接協会の皆様、また本研究の全体を通し貴重なご指導をいただいた東北大学大学院安斉浩一教授、九州大学大城桂作教授、貴重なご意見、ご協力をいただいた株式会社日立製作所、茨城日立情報サービス株式会社の関係各位に対し、ここに記し、深く感謝の意を表します。