Nock, Zeibig

uence of an
dified press
ws within a
This allows
t sequences

necked very
no problem,
not adapted
which, for
press with a
e made with

the Sander
and tools.



# Controlling and Monitoring of the Hot-Stamping Process of Boron-Alloyed Heat-Treated Steels

Dr.-Ing. H. Engels, Dipl.-Ing. O. Schalmin, cand.-Ing. C. Müller-Bollenhagen
Innomotive Systems Europe GmbH, Bergneustadt, Germany

## Abstract

Due to steadily rising crash requirements to be met by modern automotive structures, the application of ultra-high strength materials has increased. Hot-stamping is an approach to produce these structural parts. High material strengths may lead to wear problems during the trimming operations following the hot-stamping process. Depending on part geometries, the trimming operation can be integrated into the hot-stamping process. The desired mechanical and surface properties call for an analysis of the effects of process parameters on the above-mentioned part requirements. Accordingly, the feasibility analysis during prototyping has to be distinguished from the analysis of heat treatment and from the analysis of the quenching behavior inside the die. Besides standard destructive testing methods, the magnetic inductive approach seems to be apt for testing the mechanical and technological properties of the parts.

## 1 Introduction

While an increase in crash requirements can be observed, strong efforts are being made at the same time to reduce the weight of BIWs. It is due to this paradoxon that super-high strength materials are increasingly used for structural and security parts in body construction. Besides conventional cold stamping methods, hot-stamping of boron-alloyed steels (22MnB5) is used to produce the components mentioned above. These boron steels belong to the group of martensitic steels which stand out for their good hardenability at low cooling rates. They allow tensile strengths $R_m$ of up to 1600 MPa, which come along with good toughness properties. Typical fields of application for this technology are e.g. A- and B-pillar reinforcements, roof rails, side-rail members and beams for crash management systems.

Given the required mechanical and surface properties, particularly when dealing with aluminated parent material, the effects of process parameters on the above-mentioned



POSCO-1010

requirements have to be analyzed in detail. A product-specific feasibility study carried out already during prototyping is just as indispensable as the examination of adequate heat treatment for a given material and a theoretic analysis of the quenching process inside the die.

To begin with, the process of hot-stamping shall be addressed in brief. A classification into direct and indirect processes can be put up.

During the trimming operations which are attached to the manufacturing chain, the preset high strengths can lead to certain problems, which shall be discussed below. Taking them into account, a partial integration of the trimming operation into the hot-stamping processed shall be suggested.

Chapter 3 will cover the part-specific process parameters already mentioned, with regard to the mechanical part properties. Optimum mechanical properties can be obtained if the cooling conditions inside the die are modeled according to the TTT diagram. A theoretical approach based on the Finite Elements Method shall be outlined which allows for a thermal analysis of the cooling behavior with regard to the given assumptions and constraints.

The control and validation of process parameters requires laboratory testing of the mechanical properties of the hot-stamped parts. Besides traditional destructive testing methods, the magnetic inductive process seems to be apt to achieve this aim.

## 2 Hot-Stamping of Boron-Alloyed Steels

The blanks or parts are austenitized at temperatures between 900 °C and 950 °C inside a continuous feed furnace and subsequently brought into the die via a transfer unit. The blanks or parts are then stamped at high strain rates and kept under pressure inside the die after drawing depth is reached. Thereby, controlled cooling and tempering (martensitic transformation) of the material takes place, resulting in a respective increase in strength.

When using uncoated 22MnB5, the heat treatment is carried out under protective atmospheres in order to avoid oxidation (scaling) and surface decarburization. But these effects cannot be avoided during transfer between furnace and die, leading to scale formation at the blank surface due to direct contact with atmospheric oxygen. As scale is characterized by extreme hardness, processing the heated blanks will result in high tool wear. Moreover, cleaning procedures like sand blasting are necessary.



Scaling during the hot-stamping process can be largely avoided by means of surface coating (Al-Si-coating). As to its protective properties, the Al-Si-coating does not equal other coating systems (strip galvanizing), it merely provides better corrosion resistance in combination with additional surface protection measures (cataphoretic painting).

Hot-stamping technologies can be classified into two different categories, namely the direct process and the indirect process.

### 2.1 Direct Process

The direct process provides for the blanks to be austenitized inside a roller-hearth continuous furnace at temperatures between 900 °C and 950 °C. A transfer unit, e.g. robots or linear feeders, then brings them into the cooled die, where they are stamped at high strain rates. When reaching the bottom dead center or the draw depth, the formed parts are systematically cooled down under pressure, thus remaining inside the die for a specific amount of time according to the sheet thickness. Depending on the blank material, the parts have to be cleaned from surface scales which emerged during transfer from the furnace exit to the die. Subsequently, the parts are trimmed using a laser or the die, thereby subjecting the tools to substantial wear problems. The parts produced with the direct process have to be given a geometry which allows a production in one single forming step.

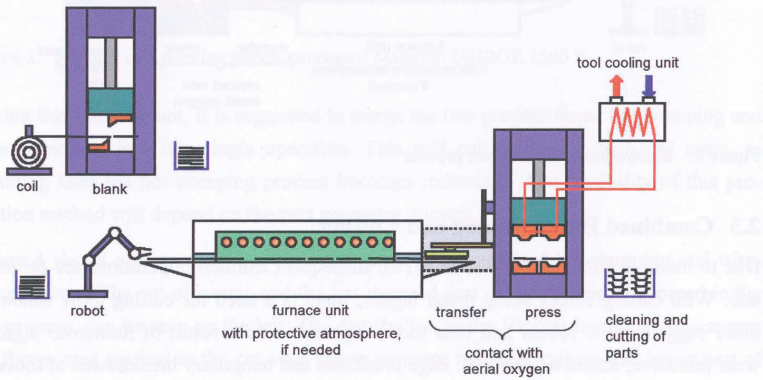



Figure 1. Illustration of the direct hot-stamping process

## 2.2 Indirect Process

Unlike the direct process, indirect hot-stamping provides for the parts to be deep drawn unheated and in a conventional die, followed by a partial trimming operation depending on the edge tolerance. In doing so, 90 % to 95 % of the final form are obtained. Similar to the direct process, the preformed parts are then brought into a roller-hearth continuous furnace on special charge carriers and austenitized. They are inserted into the hot-stamping die and finally gauged and tempered. The adoption of the indirect process makes it possible to realize more complex geometries, as strain hardening is abrogated by the heat treatment and re-crystallization of the cold preformed parts. The indirect process is restricted to the use of uncoated boron steels, given that a deep drawing procedure in a conventional die would lead to the ripping and flaking of an Al-Si-coating.

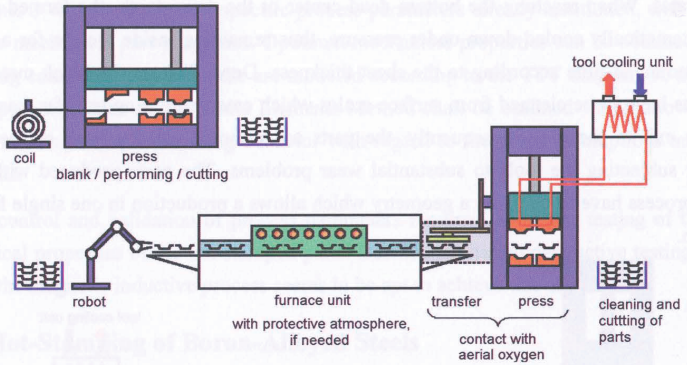



Figure 2. Illustration of the indirect process

## 2.3 Combined Hot-Stamping and Cutting

Due to the high strength ($R_m$> 1300 MPa), subsequent trimming operations are problematic. With cutting forces being much higher, there is a need for cutting tools which are more rugged, more robust and thus more expensive. As a result of numerous signs of wear (abrasive, adhesive, erosive), edge breakouts and temporary breakdowns of tools are likely to occur. When processing hot-dip aluminum coated parental material, the diffusion layer build up during heat treatment may complicate matters. The adhesive signs of wear shown in figure 3 are typical outcomes of this line-up. Numerous approaches to a



solution to these problems (e.g. PM steels, coating systems) are described in the literature, but will not be discussed in this article.

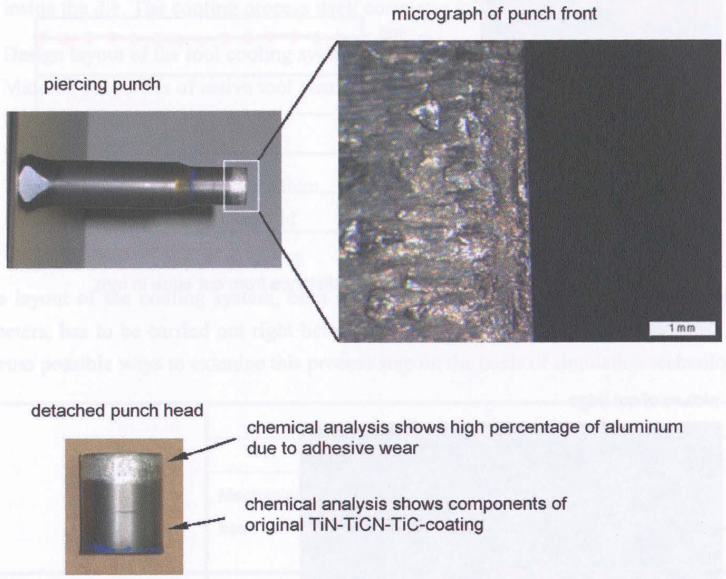
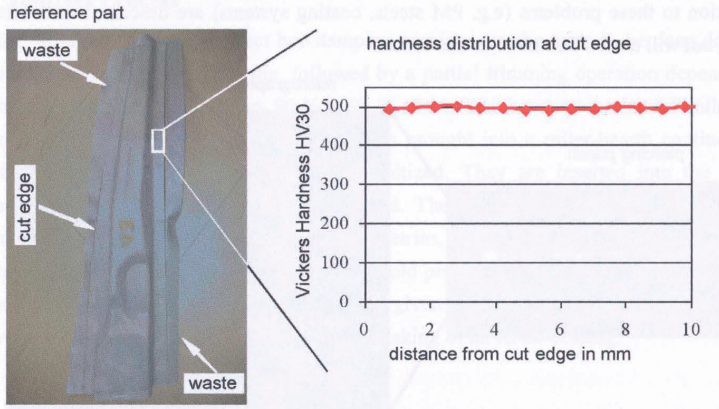



Figure 3. Pictures of a piercing punch, processed Material: USIBOR 1500 P

Taking this into account, it is suggested to merge the two process steps, hot-stamping and edge trimming, into one single operation. This will cut production and tool costs, as trimming after the hot-stamping process becomes redundant. The feasibility of this production method will depend on the part geometry, though.

Figure 4 shows a part which has been the result of a combined hot-stamping and trimming process. The cut-off waste and the hot stamped part, which has been trimmed in the flange areas, can be seen on the left. The distribution of the Vickers hardness $HV_{30}$ across the flange area vertical to the cut edge shows constant hardness values. The lower part of the figure shows a picture of the cut edge.



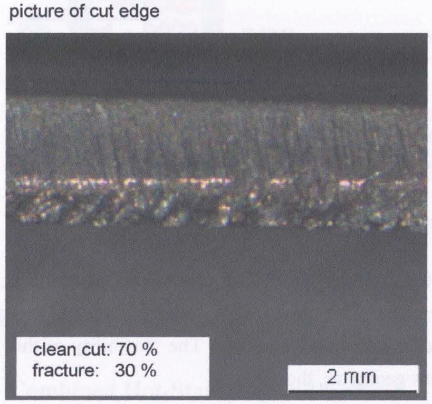




Figure 4. Part produced in a combined hot-stamping and trimming process

## 3 Part-Specific Process Parameters

As already explained above, the hot-stamping process aims at producing high-strength structural parts with defined mechanical and surface properties. Table 1 is a list of part characteristics and their dependency on the process constraints. Among these constraints are most notably the yield point $R_{p02}$, the tensile strength $R_m$ and the elongation at fracture $A_{80}$ (flat tensile specimen). They are directly impacted by the chosen temperature profile of the furnace and the transfer from furnace to die, as well as by the cooling process inside the die. The cooling process itself correlates to the following parameters:



- Design layout of the tool cooling system,
- Material properties of active tool elements in regard to heat transfer
- Flow conditions,
- Forming temperature,
- Temperature of the cooling medium,
- Pressing force / forming load and
- Dwell time inside the die.

The layout of the cooling system, both constructive and with regard to the process parameters, has to be carried out right before the actual tool construction. Chapter 3.2 will discuss possible ways to examine this process step on the basis of simulation technology.

| | Part characteristics | | |
|---|---|---|---|
| | | Surface properties | |
| | Mechanical properties | 22MnB5+AS diffusion layer | 22MnB5, oxidation, surface decarburization |
| **Heat treatment** | | | |
| Temperature profile | X | X | |
| Protective atmosphere | | | X |
| | | | |
| **Stamping and tempering** | | | |
| Transfer time $t_T$ between furnace and die | X | | X |
| Cooling realized according to TTT diagram | X | | |

Table 1. Part-specific process parameters

## 3.1 Heat Treatment

The heat treatment of uncoated boron steel is carried out under a protective atmosphere in order to avoid oxidation and surface decarburization. Besides so-called endo- and exo-gases, a nitrogen atmosphere with natural gas added at a 95:5 ratio is being used. This is a non-explosive mixture providing light carburization effects.

When using hot-dip aluminum coated boron steels, it is crucial to look for a correctly shaped diffusion layer with regard to layer thickness, porosity and roughness, as this layer will decisively impact the corrosion and welding properties of the hot stamped parts. The diffusion process is affected by the preset temperature profile of the heating facility.

Thus, these are the parameters which have to be taken into account when setting the temperature profile:

- the heating rate,
- the total processing time,
- the maximum austenitizing temperature and
- the material thickness.

Figure 5 shows a cross-section polish of the diffusion layer of a hot-dip aluminum coated boron steel. Five phases which differ in their layer thickness and chemical composition can easily be distinguished.



| phase number | layer thickness, µm | Al | Fe | Si | Cr | Mn |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | | Volume-% | | | | |
| 1 | 5 – 9 | 7,2 | 89,2 | 1,9 | 0,3 | 1,4 |
| 2 | < 1µm | unmeasurable | | | | |
| 3 | 11 – 18 | 51,4 | 45,9 | 1,9 | 0,1 | 0,7 |
| 4 | 3 – 8 | 33,9 | 54,3 | 10,6 | 0,3 | 0,9 |
| 5 | 5 - 11 | 53,2 | 44,1 | 1,9 | 0,2 | 0,6 |

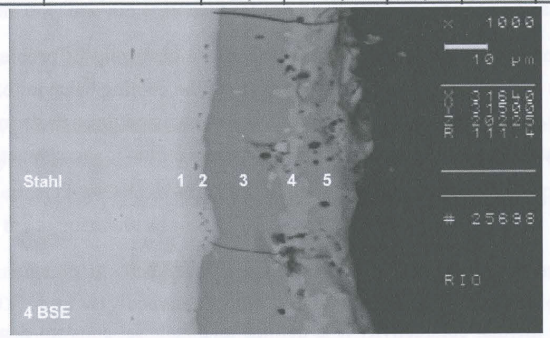



Figure 5. SEM micrograph of a cross-section polish of the diffusion layer

## 3.2 Simulation of the Cooling Behavior During the Hot-Stamping Process

A holistic simulation of the hot-stamping process has to provide a theoretic representation of the mere forming process and the cooling behavior as well as of the collateral structural changes. The whole process can be divided into two steps.

The first step sees the forming of the hot blank. During the forming process, local temperature gradients occur at the points of contact between lower die or punch and blank or part, respectively. Furthermore, a limited structural change takes place.

When the second step begins, the forming process has finished, with the tool being at its bottom dead center. It is only now that the actual structural change results in a martensitic microstructure due to the reached cooling speed in accordance with the TTT diagram. The present article will thus concentrate on the examination of cooling conditions on the basis of simulation technology.

A homogeneous distribution of part hardness and of the correlated mechanical properties can only be achieved if cooling conditions are equal at every point of the die. The heat quantity absorbed by the die during the cooling process is normally removed by means of

a cooling medium. The cooling medium is introduced to the effective areas via corresponding channels inside the die. Basically, the heat quantity is transferred in two ways. Between part and upper or lower die, heat transfer is carried out as thermal conduction. If the surface is in contact with a fluid, what takes place is called heat transmission via convection. This mechanism is valid for the heat removal from the effective areas of the die by means of a cooling medium.

The mathematic approximate solution of the above heat transfer problem by means of FEM makes it possible to generate forecasts about the cooling behavior of a part at every single point of its geometry. Furthermore, insights obtained through thermal analysis can be incorporated into the design of the cooling system during tool construction.

The general equation for transient heat conduction is /1/

$$\rho c_p \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \lambda \left( \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right), \tag{1}$$

whereas the thermal conductivity λ is defined as a material constant depending on temperature.

Newton described the convective process defining the heat transmission coefficient as follows /1/

$$\alpha = \frac{\dot{q}}{\vartheta_{Medium} - \vartheta_{Kontaktfläche}}. \tag{2}$$

Using the general equation

$$\dot{q} = -\lambda \left( \frac{\partial \vartheta}{\partial n} \right)_{Kontaktfläche}, \tag{3}$$

the heat transmission coefficient α can be defined as

$$\alpha = \frac{-\lambda \left( \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \right)_{Kontaktfläche}}{\Delta \vartheta}. \tag{4}$$

The heat transmission coefficient α is a parameter which depends on the material properties (λ, $c_p$), on the parameters ( $p, \dot{V}, w$ ) and on the geometry. Experimentally obtained data is required to generate α.

The predominant flow inside the cooling channels in the case of forced convection can be of laminar or turbulent nature. Heat transfer in turbulent flow is higher than in laminar



flow, as superposition of speeds enables an additional heat exchange upright to the main flow direction.

If the derivatives in relation (1) are replaced by finite differences, the transient heat conduction can be numerically calculated by means of the Schmidt-Binder operation. The influence of convection can be calculated by means of a difference method as well. Equation (5) considers only one-dimensional heat conduction

$$mc_p \frac{dT(t)_i}{dt} = \frac{\lambda A}{s}\left(T(t)_{i+1} - T(t)_i\right) - \frac{\lambda A}{s}\left(T(t)_i - T(t)_{i-1}\right). \tag{5}$$

The FEM allows for a calculation of a three-dimensional comparative model which considers the temperature dependency of the thermal properties of steels involved in the process. The thermal properties of structural states which exist during the cooling process thus depend on the temperature as well.

The cooling simulation is conducted using LS-DYNA, an explicit and implicit FEM software. LS-DYNA is very common in the automobile industry and is successfully applied to perform explicit impact calculations.

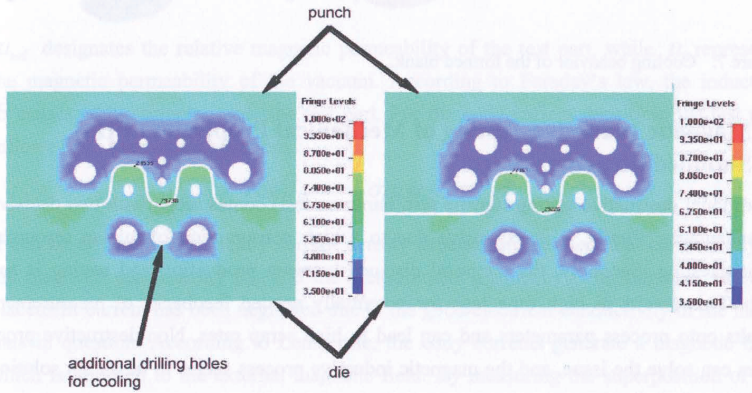



Figure 6. Visualization of temperature distribution inside the die during a cooling process

By means of thermal analysis, drillings during the development phase of the die can be judged by their cooling capacity. The die on the left in figure 6 provides five drill holes,

while the one on the right provides only four. In this case, the additional drilling hole results in a decreased cooling capacity, apart from a lower total flow rate.
Insufficient cooling rates as well as high temperature differences can be detected and corrected. Technical calculation is indispensable when developing a controllable hot-stamping process. The calculations allow for miscellaneous options to optimize the forming process with regard to cooling and thus to production efficiency.

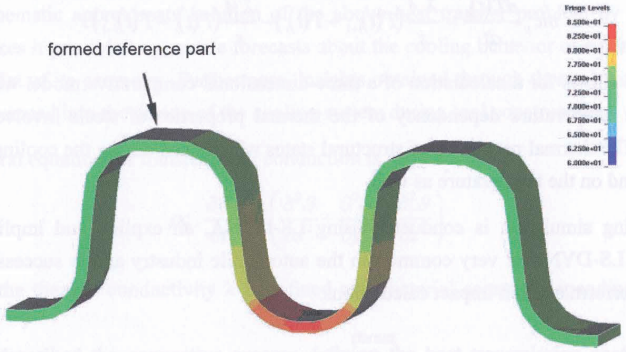



Figure 7. Cooling behavior of the formed blank.

## 4 Magnetic Inductive Testing of Mechanical Properties of Hot Stamped Structural Parts

Traditional destructive testing (tensile test, hardness test) comes along with two decisive disadvantages. Firstly, it is expensive due to a high consumption of human resources during testing. Secondly, the temporal distance between production and testing is too high. This results in high time lags for potentially needed feedbacks of measurement results onto process parameters and can lead to high scrap rates. Non-destructive processes can solve the issue, and the magnetic inductive process seems to be an apt solution in this case.

### 4.1 The Operating Principle of Magnetic Inductive Testing

The operating principle of the eddy current method, which is called ‚magnetic inductive process' when talking about the low frequency range, shall now be described. Figure 8 gives a schematic illustration of such a measuring device, in this particular case a probe



coil. If a coil is operated with the stimulus current $\vec{J}$ (figure 8, yellow winding), it generates a magnetic field with the field strength $\vec{H}$, which causes an induction $\vec{B}$ in the test part according to the equation $\vec{B} = \mu_0 \mu_{rel} \vec{H} = \mu \vec{H}$.

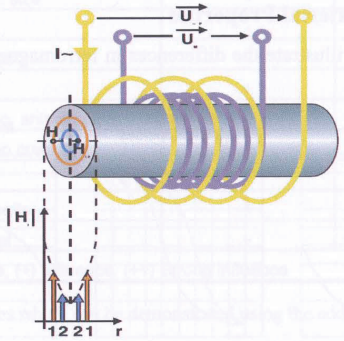



Figure 8. Magnetic inductive testing with a probe coil /3/

$\mu_{rel}$ designates the relative magnetic permeability of the test part, while $\mu_0$ represents the magnetic permeability of the vacuum. According to Faraday's law, the induction $\vec{B}$ causes eddy currents inside the test part. For the eddy current density in the test part follows from Maxwell's equations:

$$rot\, \vec{J}_W = -i\sigma\mu_0\mu_{rel} 2\pi f \vec{H}$$

It can be noticed that the eddy current density depends on the electrical conductivity σ, the magnetic permeability $\mu_{rel}$ and the measurement frequency f. In this case, the displacement current has been neglected due to the good electrical conductivity of the materials in question. According to Lenz' rule, the eddy currents generate a magnetic field which is opposed to the external magnetic field. By measuring the superposition of the external and the eddy current magnetic field, information about the test material can be retrieved from this cumulative field. For the most part, the impedance (reactance and effective resistance) of the secondary coil (red in figure 8) is measured. Since the impedance depends on the variation of the magnetic field and thus as well on the eddy current density inside the test part, the measurement results depend on the parameters $\mu_{rel}$, σ, f and on the geometry of the test part. The magnetic inductive process provides for a compari-

son of the part's properties with those of reference parts which have been analyzed earlier. Thus, the measuring device has to be calibrated systematically before the test on the basis of good and bad parts.

## 4.2 Hysteresis and Material Properties

The hysteresis curves can illustrate the differences in ferromagnetic properties (Figure 9, middle):

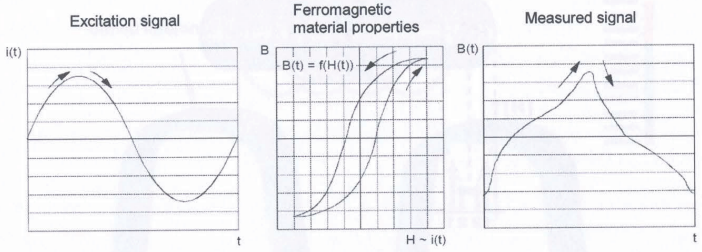



Figure 9. Hysteresis curve causing a signal distortion /5/

It demonstrates the course of the magnetic induction B of a test part in an increasing and in a decreasing magnetic field H and thus defines some important magnetic parameters. Figure 9, middle, illustrates that the hysteresis curve causes the distortion between exciting signal and measured signal.

The unequal magnetization of ferromagnetic materials which can be observed in the hysteresis curve is due to elementary magnets which are aligned homogeneously in the so-called Weiß districts of the material. If the material is brought into the effective area of a light magnetic field, the elementary magnets in Weiß districts which are aligned favorable to the effective direction of the field will change their orientation into field direction. If the magnetizing force is increased, more and more energy will be needed to align other elementary magnets into field direction, until finally all of them show into the same direction (saturated magnetization state). Similar to other mechanical properties, this effect depends on the crystal lattice structure, on imperfections, on inclusions etc. Different materials, or even equal materials with different properties may show different permeabilities and conductivities which can be demonstrated by means of magnetic induction (see table 2).



| Material properties | Conductivity σ | Permeability μ |
|---|---|---|
| Chemical composition | ++ | + |
| Mixed crystal composition | + | + |
| Structure, grain size | - | ++ |
| Precipitations | - | ++ |
| Inclusions, voids | - | + |
| Inner splits | + | ++ |
| Lamellar tearing, anisotropism | - | + |
| Stress corrosion cracking | + | + |
| Deformation | - | + |
| Δ-ferrit in austenite | + | ++ |
| Dendrite in steel | - | - |
| (-) No influence, (+) Influence, (++) Strong influence | | |

Table 2. Material properties which can be demonstrated using the eddy current system, Becker /6/

Strength and hardness are determined by material properties as well (structure, grit size, alloy). Therefore, these values can be checked indirectly as well using the magnetic inductive process. To some extent, statistical correlation analysis or neural networks can enable a combination of mechanical and magnetic part properties and thus allow for a quantitative determination of strength and hardness values. This is the case e.g. in thin sheet production, where strength and hardness can be determined online /7/. But this does not aim primarily at the determination of strength and hardness values, but on a review of the heat treatment process and of the structural state. Even tensile and hardness tests can only check these values indirectly.

## 4.3 Testing the Applicability of the Process

In order to test whether the magnetic inductive process is appropriate to ensure the hot-stamping process, some experiments with $A_{80}$ tensile bars made from 22MnB5 were carried out. Based on these bars lasered from hot-stamped automotive structures, the influence of disturbances and the traceability of different heat treatment processes were examined using a magnetic inductive multi-frequency test. As a result, the following disturbances were found to have major influence: part geometry, relative shifting of the part with regard to the coil, and part temperature. Different heat treatments and structural states may be recognized using the eddy current test.

Moreover, it could be observed that an exploitation of harmonic waves can reduce the influence of the disturbances mentioned above to a significant degree. Precisely the complex geometries of automotive structures which are partially subjected to tolerances (radii, cut-outs, flowing edges etc. have less impact on the harmonic wave than on the fundamental wave. Harmonic waves result from distortion of the exciter signal due to the non-linearity of the hysteresis curve (see Figure 9). Higher-frequency parts of the harmonic waves emerge, in which the measure signal can be splitted using the fourier series /5/.

The performed tests have shown that the magnetic inductive process is a non-destructive testing device which can be realized. With regard to the benefit of measuring results being immediately available, an integration of this testing method into the hot-stamping process could be considered.

## References


/1/ Richter, H. Wärmeübertragung. Skript, FH Giessen-Friedberg, 2003

/2/ Strelow, O. FH Giessen-Friedberg

/3/ Institut Dr. Foerster GmbH & Co KG, Reutlingen

/4/ Zielke, R. Verbesserung der lateralen Auflösung der Wirbelstromprüfung durch Entwicklung magnetooptischer Sensorsysteme. Dissertation, Dortmund, 2004

/5/ Weber, W. Zerstörungsfreie Prüfung dickwandiger austenitischer Rohre und Rohrbögen mit fortschrittlicher Wirbelstromtechnik. Dissertation, Hannover, 2002

/6/ Becker, R. Über die Prüfung auf Fehler in metallischen Werkstoffen und Bauteilen mittels eines zerstörungsfreien Mehrfrequenz-Wirbelstrom-Prüfverfahrens. Dissertation, Saarbrücken, 1980

/7/ Reimche, W. Heutling, B. Bach, F.-W. Online-Materialcharakterisierung und Überwachung relevanter Bandeigenschaften von feuerverzinktem Stahlfeinblech im Produktionsfluss mit einem Harmonischen-Messsystem. In: DACH-Jahrestagung Salzburg, 2004

# Hot Stamping of USIBOR 1500 P: Part and Process Analysis Based on Numerical Simulation

Dr.-Ing. P. Hein; Dipl.-Ing. R. Kefferstein
Arcelor Flat Carbon Steel Europe

Dipl.-Ing. Y. Dahan
CEMEF, Ecole des Mines de Paris, Sophia Antipolis

## Abstract

The amount of ultra high strength hot-stamped boron steel is rapidly increasing in automotive bodies-in-white. Indeed, this material and the related hot stamping technology allow reaching strength levels (1500 MPa) which are far above those of best-in-class cold stamping steels. Moreover, the traditional balance between high strength, low formability and high springback is outruled by hot stamping.

General market trends of hot stamping are discussed and an overview of the main parameters defining the process window of hot stamping is given. A test device has been set up to determine the formability limits of USIBOR 1500 P in hot stamping. The methodology for FE-analysis of hot stamping is presented and the flow chart of a typical feasibility study, as realised by Arcelor for its customers, is described.

## 1 Hot Stamping of USIBOR 1500 P

### 1.1 Process Description

The principle of operation of hot-stamping is intimately linked with the opportunities offered by the chemical composition of boron steels (Figure 1), resulting in a robust process window for quenching and martensitic transformation. Hot-stamping consists in heating blanks until complete austenitization (900°C to 950°C, during 4 to 10 minutes). The blanks (Figure 7) are then transferred very quickly on a press for the stamping. At high temperature (650°C to 850°C), the material has an excellent formability and thus quite complex shapes can be formed in a single stroke.

| C | Mn | Si | Cr | Ti | B |
|---|---|---|---|---|---|
| 0,25 | 1,4 | 0,35 | 0,3 | 0,05 | 0,005 |

Figure 1. Chemical analysis of Usibor 1500 P (Maximum- %)

The quenching (martensitic transformation, see Figure 5) is carried out just after the forming, the heat being absorbed by the closed die (cooling speed between 50°C/s and 100°C/s).

The total cycle time (transfer + stamping + cooling in the die) lies today between 15 s and 25 s. At the exit of the stamping line, the parts leave at approximately 150°C, with their final, repeatable and homogeneous mechanical properties: an ultimate tensile strength of 1400 MPa to 1600 MPa and a yield strength between 1000 MPa and 1200 MPa (Figure 2).

| UTS | YS | El% (A5) | El% (ISO 20x80) | $HV_{10kg}$ |
|---|---|---|---|---|
| 1500 MPa | 1100 MPa | 9% | 6% | 480 HV |

Figure 2. Typical mechanical properties of USIBOR 1500 P after hot-stamping and die quenching

Besides the good formability of the hot material, another main advantage of hot stamping is that the part exhibits no springback. This is a unique benefit, given the high level of mechanical properties that can be achieved on the final part.

## 1.2 Uncoated and Coated Boron Steel

When using uncoated boron steel (bare cold-rolled or pickled hot-rolled), an irregular and abrasive scale layer (iron oxides) forms on the blanks during transfer to the press and forming, even when protective atmospheres are used in the furnace. Moreover, it is generally impossible to avoid some superficial decarburization (up to 60 µm) which is harmful for the final properties of the parts. Thus, after hot stamping, these parts have to be shot-blasted or sand-blasted in order to get rid of the scale layer. This shot-blasting is costly and can be detrimental for the geometrical tolerances of thin parts.

Usibor 1500 P®[1], developed by Arcelor, is a precoated boron steel, with a metallic coating of aluminium-silicon ("Alusi": 90% of Al) of approximately 25 µm/side or

[1] USIBOR® is a registered trademark belonging to the Arcelor Group and protected throughout the world. Furthermore, Arcelor Group has filed numerous patents covering the principle of direct or indirect hot-stamping process of either aluminized-coated steel sheets and zinc or zinc-alloy coated steel sheets, and of the issued parts.





75 g/m²/side (Figure 3). During the heat treatment in the furnaces, this protective coating is transformed into an alloyed layer made of Fe-Al-Si, blue or gray, highly adherent on the substrate and with good corrosion properties (Figure 4).

The hot-stamped parts in Usibor 1500 P are directly ready to be painted (no scale, therefore no shot-blasting). They have excellent geometrical tolerances and don't show any decarburization (protective effect of the coating in the furnaces).

The technical and economic advantages of Usibor 1500 P are numerous for the manufacturers and the hot-stampers. The suppression of the inert atmospheres (e.g. nitrogen) in the ovens and the suppression of shot-blasting on the final parts allow saving time and money. Finally, the parts don't need any expensive protective post-coatings like zinc paintings.

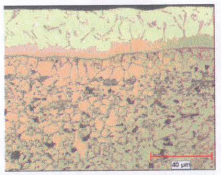


Figure 3. Structure of the Al-Si coating before hot-stamping (Usibor 1500 P)

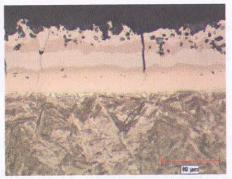


Figure 4. Structure of the alloyed layer Al-Fe-Si after hot-stamping

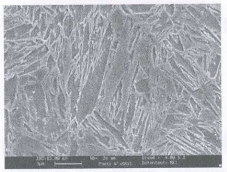


Figure 5. Martensitic structure after hot-stamping (SEM picture)

## 1.3 Market Trends

Hot stamping with die-quenching of flat boron steel appeared at the end of the nineties for some rather simple automotive parts like door-beams or bumper beams. Today, this forming process shows an exceptional development and growth for several kinds of structural parts (Figure 6). The technical and organizational difficulties inherent to the introduction of such a breakthrough material and technology are outruled by the opportunities offered to the car designers in their struggle for crashworhiness, weight saving and control of cost /1/, /2/. The huge majority of the car manufacturers are specifying hot-stamped parts for their new vehicles. New hot-stampers appear on the market and several new lines are being built throughout the world /3/.

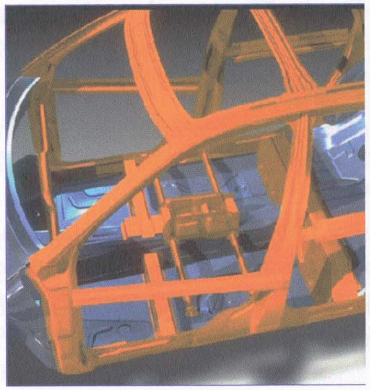


Figure 6. Applications of hot stamped structural parts in the BIW

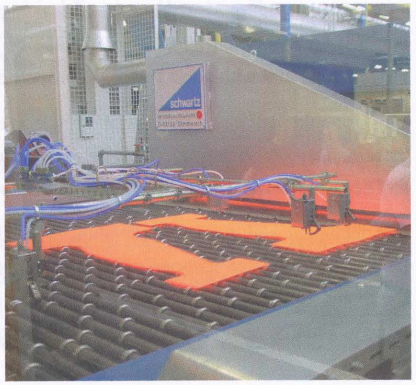


Figure 7. B-pillar blanks at the exit of the furnace just before hot-stamping (source: VW)

The automotive parts concerned today by hot-stamping are numerous: front or rear bumpers beams, A-pillars (or reinforcements), B-pillars (or reinforcements), roof-rails, A-frames, sills, side-rail members, tunnels, floor-reinforcements, door-beams… Some new concepts are in development like hot-stamped patchworks or hot-stamped tailor-welded-blanks (laser TWB).

The estimated total consumption of flat boron steels for hot-stamping and die quenching was about 60.000 – 80.000 t/year in Europe in 2004. In 2008-2009, this consumption will strongly increase in Europe, up to 300.000 t/year (see Figure 8). The same trend is observed in Japan and in North-America. More than 20 new hot-stamping lines will be built between 2004 and 2009. Some OEMs, like VW, have strongly invested in this technology.

| | 2004 | 2009 |
|---|---|---|
| Hot-stamping lines in Europe | 15 | 40 |
| Hot-stampers in Europe (incl. OEMs) | 3 | 9 |
| Hot stamped B-pillars in European car models | 7 | 20 |
| Hot-stamped B-pillars in European car models produced in Usibor 1500 P | 0 | 11 |

Figure 8. Forecast growth of hot stamping in Europe





Thanks to its many advantages (corrosion, no shot-blasting, no protective atmosphere in the furnaces, no post-coating…), the precoated solution, Usibor 1500 P, is more and more specified and used in the new European and US cars. For example, Usibor 1500 P is used for the pillars and sills of the new VW Passat (Figure 9 and Figure 10) and of the Mercedes Class S, for A-pillars of Landrover cars, bumper-beams of the Ford Mustang… A similar trend can be observed in Japan.



Figure 9. Hot-stamped parts made in Usibor 1500 P in the VW Passat (source: VW)

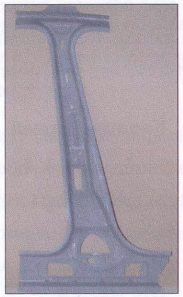


Figure 10. B-pillar of the VW Passat

## 2 Main Influencing Process Parameters

When designing a hot stamping process, and choosing the corresponding machine technology, particular attention has to be paid to factors directly influencing the part quality, the cycle time and the process stability. All three factors significantly impact the cost effectiveness of the process.

### 2.1 Transfer Time

The transfer time between the furnace and the die has to be reduced as much as possible. Indeed, the temperature loss of the blank can be as high as several tens of °C/s, depending on the blank thickness, and a too low forming temperature can cause troubles:

- Reduced formability of the material (see 3.3)
- Local occurrence of phase transformation during forming, leading to discontinuities in material behaviour and potential strain localization
- High friction or even galling in bending areas (e.g. die radius)
- Powdering of the alloyed Al-Fe coating

### 2.2 Heat Treatment

The heat treatment of the blank in the furnace should be conducted so as to respect the kinetics of the austenitic transformation /4/ and of the intermetallic alloying reaction between the AlSi-coating and the iron substrate of the blank. A too rapid heating of the blanks can cause the melting of the AlSi-coating and deposition of metal onto the rolls. A too short dwell time in the furnace bears the risk of incomplete alloying of the coating and thus adhesion between the residual Al-layer and the tool material, leading to build-up and galling. Recommendations are given by Arcelor concerning the process-windows for heat-treatment of Usibor 1500P.

### 2.3 Forming Speed

The forming speed should be high enough to limit the heat exchange between the blank and the tool during forming. Strain rate effects on the material behaviour need also to be considered.

### 2.4 Die Design

As in any forming process, the die design is a key know-how for an efficient production process, requiring both high technical expertise and at the same time good practical skills on the shop floor. This issue is particularly crucial for hot stamping, as an additional difficulty has to be handled: heat transfer. The die has to absorb and evacuate a significant amount of energy (up to 100 kW) through integrated cooling devices. This puts high stress especially on the surface layers of the tool which are submitted to a thermal gradient in the order of 25°C/mm.

As far as the tool material is concerned, a compromise must be found between good wear resistance over a wide range of temperature and good thermal conductivity. Standard cold forming steels (e.g. X160CrMoV12), plastic mould steels and hot work steels can be found in industrial hot stamping tools. An increasing content of alloying elements (Cr, Mo, V) has a positive effect on the hardness but rapidly pulls the heat conductivity under 20 W/m/K. That is why concepts with local segments made of different tool materials can be a good solution for tailoring the properties to the needs.

Coatings (e.g. TiAlN or CrVN) may help to increase the resistance against abrasive wear and galling /5/. Exploratory R&D-work is ongoing for developing alternative tool materials based on non-ferrous-alloys with much higher heat conductivity.





## 3 Formability of USIBOR 1500 P

### 3.1 Introduction

In cold sheet metal forming, it is usual to describe the formability of a material by its forming limit curve. Its experimental determination and conditions of validity or applicability have been widely studied and feasibility studies by FEA are nowadays based on the comparison between the computed strain distribution and the FLD, complemented by some other criteria (e.g. wrinkling). Quite a lot of knowledge is today available to interpret strain distributions on stamped parts with respect to the FLD, and to cope with conditions where the FLD is not strictly applicable (bending, cut edge, etc.).

If we want to keep the same formalism for hot stamping, at least one other dimension (temperature) needs to be added to the strain state ($\varepsilon_1$, $\varepsilon_2$), and it has to be checked in which manner strain rate, strain and temperature histories as well as strain or temperature gradients influence the local necking or fracture. Work is in progress to develop and study the experimental, theoretical and numerical aspects of the formability in the hot stamping process.

### 3.2 Failure Analysis

Different hot stamping tests have been carried out to analyse the necking and the fracture of a failed part. During hot stamping, strain localisation usually happens in quite hot areas of the blank, transmitting forming load between relatively cool areas, e.g. in vertical walls between the punch nose and the die radius. Strain localization is intimately linked to temperature and thus ductility gradients around the considered zone.

In Figure 11a, we observe a cross section of a fractured zone: the thinning appears in both a concentrated and continuous manner close to the fracture region. In addition, it seems to be symmetrical with respect to the blank middle line. On the tip of the fractured zone (Figure 11b), the intragranular microvoids are characteristic of a ductile fracture.

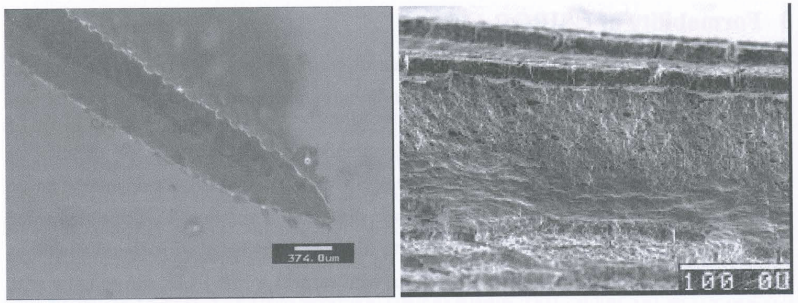



Figure n° 11a and 11b. Binocular cross section (left) and SEM front view (right) of the fracture zone

### 3.3 Formability Tests

To get experimental formability data, hot stamping tests have been carried out with a modified Nakazima test. The temperature and strain distribution measurements have been made using respectively pyrometers and pattern recognition systems. In parallel, a numerical model of the hot stamping process has been developed with the FE-software Forge2® and Forge3®. The strain distributions obtained from numerical simulations have been compared to the strains given by Aramis® or Asame®.

The experimental determination of formability limits has to accurately handle several effects such as heat transfer (anisothermal process), phase transformation (unstable austenitic structure), stress triaxiality (bending strains), strain rate sensitivity (viscoplastic behaviour) and strain path (blank shape and friction). These parameters are changed by varying the process time, the initial blank temperature, the thickness and the blank shape in order to analyse their respective influence on the formability. Only the influence of the blank shape and the blank initial temperature will be detailed in the following.

We have carried out several hot stamping tests by varying either the initial temperature of the blank (Figure 12) or the blank width (Figure 13). Each stamped blank is then analysed and classified according to the blank damage.

#### 3.3.1 Temperature

Varying the initial blank temperature from 600°C to 800°C allows us to analyse the influence of temperature on formability: the higher the initial blank temperature, the





higher the maximum punch stroke. According to these experimental results and for the given process conditions, a 27 mm stroke is feasible only if the initial blank temperature is higher than 720°C. Below this temperature, necking and fracture in the critical zone of the blank are strongly probable.

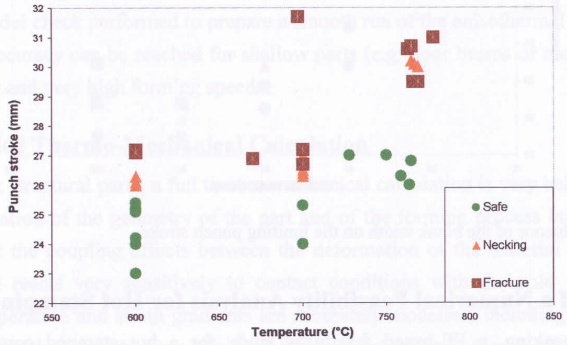



Figure 12. Influence of the initial blank temperature on the limiting punch stroke

#### 3.3.2 Strain State

In Figure 13, we visualise the punch stroke as a function of the blank width for safe, necked or fractured blanks. The formability is strongly dependent on the blank width: the larger the blank width, the lower the critical punch stroke. This observation is mainly due to the shifting of the strain state in the critical region towards uniaxial tension with decreasing blank width.

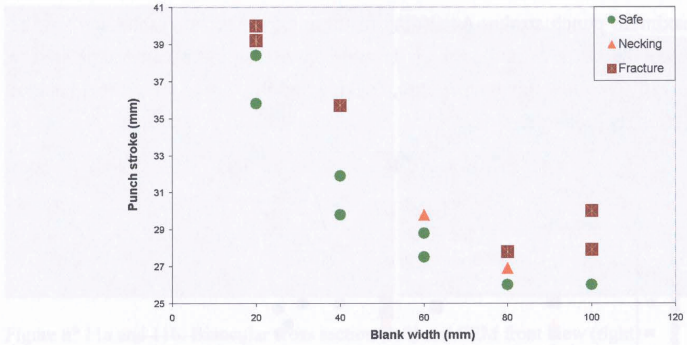



Figure 13. Influence of the blank width on the limiting punch stroke

## 4 Steps of a Numerical Feasibility Analysis for Hot Stamping

Generally speaking, a FE-based feasibility study for a hot stamped component is a sequence of calculation runs with increasing accuracy, but also with increasing complexity and time to result.

### 4.1 One-Step Calculation

By standard commercial one-step solvers, a strain distribution can be calculated on the CAD-geometry of the part. This information is helpful to detect severe forming difficulties and to suggest changes in the part geometry.

Of course, as neither material behaviour, nor heat exchange nor addendum surfaces are taken into consideration, the diagnosis relies mainly on the expertise and accumulated knowledge of the designer.

The shape of the initial blank is an important output of this calculation and first cost calculations can be started based on it.

### 4.2 Isothermal FE-Analysis

Switching to standard finite element simulation software for forming calculations is the next step. Plastic material flow and friction are modelled but the heat transfer is not considered. The flow curve describing the rheology of the material, and especially the





hardening behaviour, needs to be carefully adapted to the temperature level of the process.

In fact, the added value of such an isothermal calculation also highly depends on collected knowledge and detection of analogies with previous cases, and it is often merely a model check performed to prepare a smooth run of the anisothermal calculation. Satisfying accuracy can be reached for shallow parts (e.g. door beams or roof stiffeners), thick gauges and very high forming speeds.

### 4.3 Coupled Thermo-Mechanical Calculation

For complex structural parts, a full thermo-mechanical calculation is very helpful to make a final validation of the geometry of the part and of the forming process layout. It takes into account the coupling effects between the deformation of the material and the heat transfer and reacts very sensitively to contact conditions with the cold dies /6/, /7/. Indeed, temperature and strain gradients are accurately modelled, including their mutual influences, which is not the case for the isothermal calculation. Figure 14 demonstrates with the example of a B-pillar (first calculations motivating part and process modifications) that the isothermal calculation generally underestimates the strain level in the critical zones, can be misleading on the predicted location of the split and does not always allow for a conservative assessment of the feasibility for a complex part.

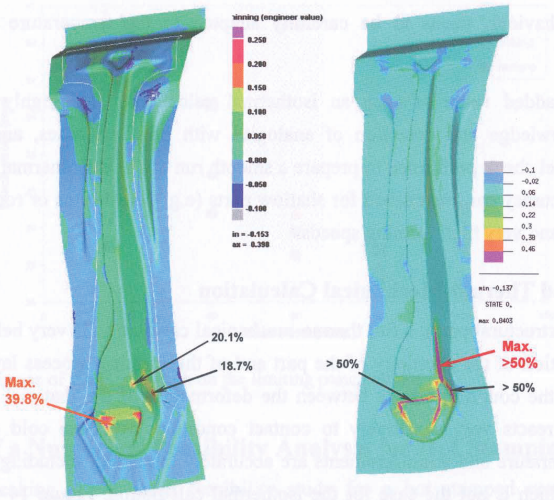



Figure 14. Comparison of the calculated thickness reduction for a B-pillar with an isothermal calculation (at 700°C, left) and with an thermo-mechanical calculation (right)

Because of the high sensitivity of the forming process to temperature gradients, it is of interest to include in the simulation the waiting phase (blank lying on the lower die while the upper die approaches) /8/. For certain applications, even the quenching phase (closed die) can be simulated in order to follow the martensitic transformation and estimate the cycle time after which the part can be safely withdrawn from the die.





## References


/1/ Griesbach, B. Knott, S. Neue Werkstoffe im Fahrzeug – Freund oder Feind von Werkzeugbau und Produktion? In: Ebert, F. (Edtr.): Aluminium and Steel – Forming in Automotive Engineering. Proc. Of the 6th European Conf., Bad Nauheim, 17.-18.2.05, 99-114

/2/ Franz, T. Produktionstechnische Aspekte von höchstfesten Stahlgüten. In: EFB (Edtr.): Proc. of the EFB-Kolloquium 2005, 15.-16.2.05, Fellbach, p. 249-255

/3/ Kahl, M. Some like it hot. Automotive Manufacturing Solutions (2004), Sept/Oct, 49-52

/4/ Merklein, M. Hoff, C. Lechler, J. Einflussgrößen im Presshärtprozess. Proc. of the Car Body Colloquium CBC 2005, Chemnitz, 2005, p. 137-153

/5/ Weber, M. Werkzeugbeschichtungen für die temperierte Umformung. Proc. of the Workshop „Temperiertes Umformen – Stand – Effekte – Aussichten". 29.9.05, FhG IWU Chemnitz

/6/ Garcia-Aranda, L. Etude thermo-mécanique et modélisation numérique de l'emboutissage à chaud de l'Usibor 1500. Ecole des Mines de Paris. PhD-Thesis (2004)

/7/ Hein, P. A Global Approach of the Finite Element Simulation of Hot Stamping. In: Advanced Materials Research Vols 6-8 (May 2005), 763-770. Trans Tech Publications Ltd., Switzerland

/8/ Lorenz, D. Roll, K. Modelling and Analysis of Integrated Hotforming and Quenching Processes. In: Advanced Materials Research Vols 6-8 (May 2005), 787-794. Trans Tech Publications Ltd., Switzerland

# Regelung und Überwachung des Warmumformprozesses borlegierter Vergütungsstähle

Dr.-Ing. H. Engels, Dipl.-Ing. O. Schalmin, cand.-Ing. C. Müller-Bollenhagen
Innomotive Systems Europe GmbH, Bergneustadt

## Abstrakt

Vor dem Hintergrund stetig steigender Crashanforderungen an moderne Automobilstrukturen kommen vermehrt höchstfeste Werkstoffe zum Einsatz. Die Warmumformung ist eine Möglichkeit zur Herstellung solcher Strukturbauteile. Die hohen Festigkeiten führen zu Verschleißproblemen bei den sich an den Warmumformprozess anschließenden Beschneideoperationen. Abhängig von der Bauteilgeometrie kann eine Integration der Beschneideoperation in den Warmumformprozess erfolgen. Die geforderten mechanischen Eigenschaften und die gewünschte Oberflächenbeschaffenheit erfordert eine Einflussanalyse der Prozessparameter auf die genannten Bauteilanforderungen. Demzufolge muss zwischen der Herstellbarkeitsanalyse bereits in der Prototypenphase, einer geeigneten Wärmebehandlung und der Analyse des Abkühlverhaltens im Werkzeug unterschieden werden. Neben den klassischen zerstörenden Prüfverfahren erscheint das magnetinduktive Verfahren geeignet zur Prüfung der mechanisch-technologischen Bauteileigenschaften.

## 1 Einleitung

Den steigenden Anforderungen an das Crashverhalten eines PKW`s steht konträr die Gewichtsreduzierung der Rohkarosserie gegenüber. Vor diesem Hintergrund kommen vermehrt höchstfeste Werkstoffe für Struktur- und Sicherheitsbauteile im Karosseriebau zum Einsatz. Neben der konventionellen Kaltumformung wird die Herstellung der genannten Komponenten mittels der Warmumformung borlegierter Stähle (22MnB5) abgedeckt, in der Literatur auch als „Presshärten“ bezeichnet. Die genannten Borstähle zählen zu den martensitaushärtbaren Stählen, die sich durch eine gute Härtbarkeit bei niedriger Abkühlgeschwindigkeit auszeichnen. Dabei ist eine Zugfestigkeit $R_m$ von bis zu 1600MPa realisierbar, welche mit einer guten Zähigkeit einhergeht. Zu den typischen Bauteilkomponenten zählen z.B. Verstärkungen der A- und B-Säulen sowie Dachrahmen, Seitenaufprallträger und Träger für Crashmanagementsysteme.

Mit Blick auf die geforderten mechanischen Eigenschaften und die gewünschte Oberflächenbeschaffenheit, insbesondere bei aluminiertem Bandmaterial, ist eine detaillierte Einflussanalyse der Prozessparameter auf die genannten Anforderungen notwendig. Neben einer produktspezifischen Herstellbarkeitsanalyse bereits in der Prototypenphase sind die Untersuchung der materialabhängigen Wärmebehandlung und eine theoretische Analyse des Abkühlprozesses im Werkzeug unabdingbar.

Zu Beginn dieses Beitrags soll kurz auf den Prozess der Warmumformung eingegangen werden. Hier kann eine Einteilung in das direkte und indirekte Verfahren vorgenommen werden.

Die eingestellten hohen Festigkeiten führen bei den innerhalb der Fertigungskette angeschlossenen Beschneideoperationen zu gewissen Problemen auf die untenstehend detaillierter eingegangen wird. Vor diesem Hintergrund wird eine teilweise Integration der Beschneideoperation in den Warmumformprozess angestrebt.

Kapitel 3 beinhaltet die Diskussion der bereits angesprochenen bauteilspezifischen Prozessparameter hinsichtlich der mechanischen Bauteileigenschaften. Die optimalen mechanischen Bauteileigenschaften werden erreicht, wenn die aus dem ZTU-Schaubild abgeleiteten Abkühlbedingungen im Werkzeug realisiert sind. Es soll ein theoretischer Ansatz mittels der Finite-Elemente-Methode erläutert werden, der es ermöglicht eine thermische Analyse des Abkühlverhaltens unter Berücksichtigung der getroffenen Annahmen und Randbedingungen durchzuführen.

Zur Kontrolle und Verifizierung der Prozessparameter ist eine labortechnische Prüfung der mechanisch-technologischen Eigenschaften der warmumgeformten Bauteile erforderlich. Neben den klassischen zerstörenden Prüfverfahren erscheint das magnetinduktive Verfahren geeignet.

## 2 Warmumformung borlegierter Stähle

Die Platinen bzw. Bauteile werden in einem Durchlaufofen bei Temperaturen zwischen 900°C und 950°C austenitisiert und anschließend mittels einer Transfereinheit ins Werkzeug eingelegt. Das zugeführte Blech bzw. Bauteil wird mit hoher Umformgeschwindigkeit umgeformt und nach erreichen der Ziehtiefe unter Druck im Werkzeug gehalten. Dabei findet eine gezielte Abkühlung und einhergehende Vergütung (Martensitumwandlung) des Materials statt, die eine entsprechende Festigkeitssteigerung zur Folge hat.

Bei Einsatz eines unbeschichteten 22MnB5 wird die Wärmebehandlung unter einer Schutzgasatmosphäre durchgeführt, um Oxidation (Verzunderung) und Randentkohlung





zu unterbinden. Dies lässt sich jedoch während des Transfers vom Ofenauslauf in die Presse nicht vermeiden, wodurch es zur Zunderbildung auf der Oberfläche auf Grund des direkten Kontakts mit Luftsauerstoff kommt. Wegen der extrem hohen Zunderhärte hat die Verarbeitung der wärmebehandelten Bleche einen hohen Werkzeugverschleiß zur Folge. Außerdem ist eine Reinigung, z.B. durch Sandstrahlen, erforderlich.

Die Entstehung von Zunder während des Warmumformprozesses lässt sich durch eine Oberflächenbeschichtung (Aluminium-Silizium-Beschichtung) weitestgehend vermeiden. Die Aluminium-Silizium-Beschichtung ist nicht vergleichbar mit den Korrosionsschutzeigenschaften anderer Beschichtungssysteme (Bandverzinkung), sondern führt lediglich zu verbesserten Korrosionsschutzeigenschaften in Verbindung mit einem ergänzenden Oberflächenschutz (KTL-Lackierung).

Die Warmumformtechnologie wird in zwei Verfahren, das direkte Verfahren und das indirekte Verfahren unterteilt.

### 2.1 Direktes Verfahren

Beim direkten Verfahren werden Formplatinen in einem Rollenherddurchlaufofen bei Temperaturen zwischen 900°C-950°C austenitisiert. Anschließend wird die wärmebehandelte Platine mittels einer Transfereinheit, z.B. Roboter oder Linearfeeder, in das gekühlte Werkzeug eingelegt und unter einer hohen Umformgeschwindigkeit umgeformt. Im unteren Totpunkt, bzw. nach erreichen der Ziehtiefe, erfolgt eine gezielte Abkühlung des geformten Bauteils unter Druck und mit einer von der Blechstärke abhängigen Haltezeit im Werkzeug. Abhängig vom eingesetzten Material ist eine Bauteilreinigung auf Grund der Zunderbildung während des Transfers vom Ofenausgang ins Werkzeug notwendig. Im Anschluss werden die Bauteile mittels Laser oder im Werkzeug beschnitten, was jedoch mit erheblichen Verschleißproblemen der Werkzeuge behaftet ist. Die im direkten Verfahren hergestellten Bauteile müssen eine Geometrie aufweisen, deren Herstellbarkeit in einem Umformschritt möglich ist.

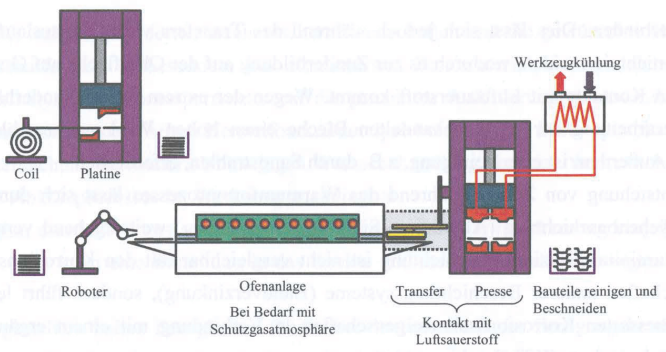



Bild 1: Grafische Darstellung des direkten Verfahrens

## 2.2 Indirektes Verfahren

Im Gegensatz zum direkten Verfahren werden bei der indirekten Warmumformung die Bauteile kalt in einem konventionellen Werkzeugsatz tiefgezogen und abhängig von der Kantentoleranz teilweise beschnitten. Dabei wird ca. 90-95% der endgültigen Form erreicht. Anschließend werden die vorgeformten Bauteile ähnlich dem direkten Verfahren auf speziellen Ladungsträgern in einem Rollenherddurchlaufofen austenitisiert, ins Warmumformwerkzeug eingelegt und anschließend kalibriert und vergütet. Beim Einsatz des indirekten Verfahrens können komplexere Geometrien realisiert werden, da auf Grund der Wärmebehandlung und einhergehenden Rekristallisation der kalt vorgeformten Bauteile die Kaltverfestigung aufgehoben wird. Das indirekte Verfahren beschränkt sich auf den Einsatz eines unbeschichteten Borstahls, da ein Tiefziehvorgang im konventionellen Werkzeugsatz zum Aufreißen und Ablösen der Aluminium-Silizium-Beschichtung führt.





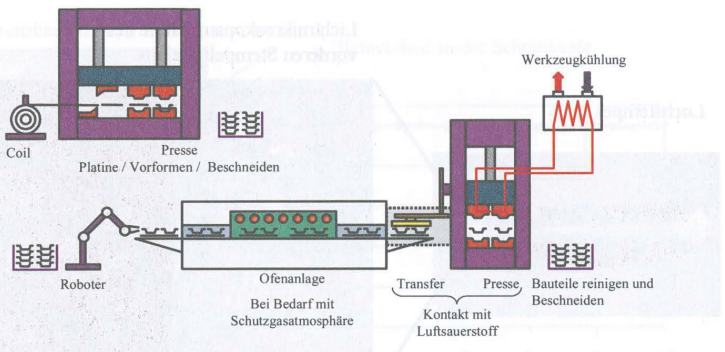



Bild 2: Prinzipskizze des indirekten Verfahrens

## 2.3 Kombinierter Warmumform-Schnitt

Aufgrund der eingestellten hohen Festigkeit ($R_m$> 1300 MPa) sind die darauf folgenden Beschneideoperationen entsprechend problematisch. Die weitaus höheren Schnittkräfte erfordern eine stabilere, robustere und somit kostenintensivere Ausführung der Beschneidewerkzeuge. Auf Grund verschiedenster Verschleißerscheinungen (abrasiv, adhäsiv, erosiv) kommt es in der Folge häufig zu Kantenausbrüchen und temporären Ausfällen der Werkzeuge. Bei der Verarbeitung des feueraluminierten Bandmaterials kommt die während der Wärmebehandlung ausgebildete Diffusionsschicht erschwerend hinzu. Hier zeigen sich die in Bild 3 deutlich erkennbaren adhäsiven Verschleißerscheinungen. In der Literatur sind eine ganze Reihe von Ansätzen (PM-Stähle, Beschichtungssysteme) zur Lösung dieser Problematiken zu finden, auf die jedoch an dieser Stelle nicht näher eingegangen werden soll.

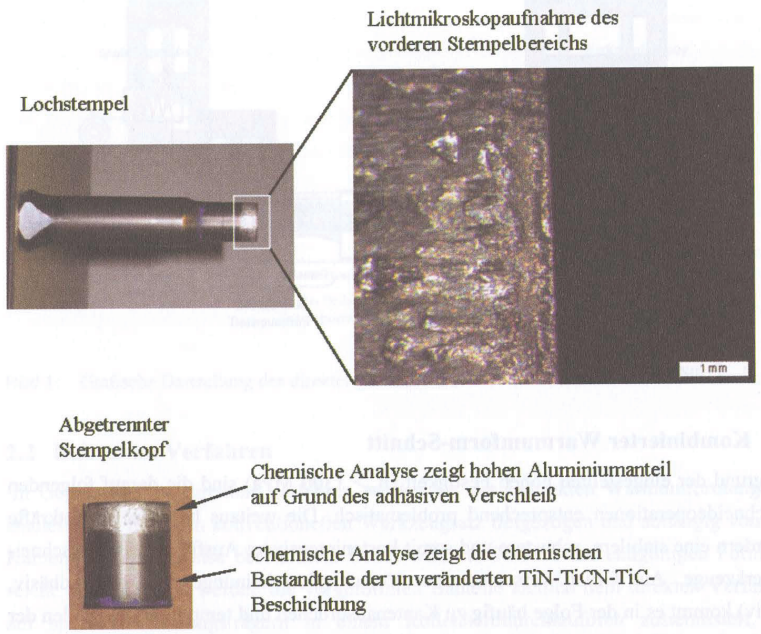



Bild 3: Aufnahme eines Lochstempels, Verarbeitetes Material: Usibor1500P

Vor diesem Hintergrund sollen die beiden Arbeitsgänge, Warmumformen und Beschneiden der Bauteilkanten, in einer Operation zusammengefasst werden. Dies hat geringere Fertigungs- und Werkzeugkosten aufgrund der redundanten Beschneideoperation nach dem Warmumformprozess zur Folge. Die Realisierbarkeit dieser Fertigungsmethode ist jedoch abhängig von der Bauteilgeometrie.

In Bild 4 ist ein mittels des kombinierten Warmumform-Beschnitt-Verfahrens hergestelltes Bauteil dargestellt. Der abgetrennte Abfall und das wamumgeformte und in den Flanschbereichen beschnittene Bauteil sind im linken Bereich der Grafik zu sehen. Der Verlauf der Vickershärte $HV_{30}$ über den Flanschbereich senkrecht zur Schnittkante zeigt gleich bleibende Härtewerte. Im unteren Teil der Darstellung ist eine Aufnahme der Schnittkante abgebildet.





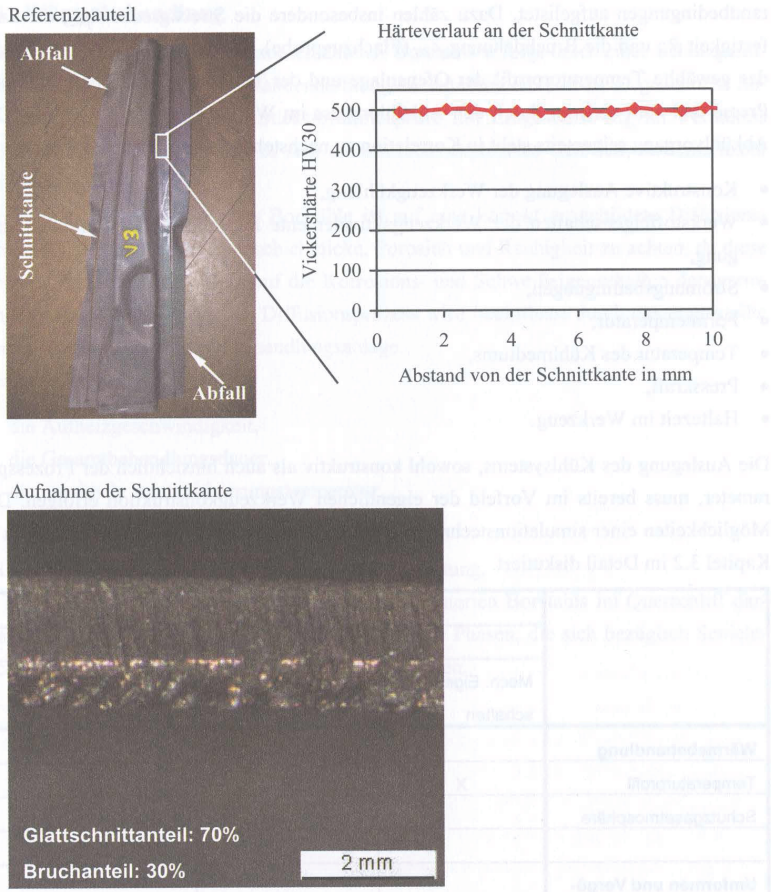



Bild 4: Mittels des kombinierten Warmumform-Beschnitt-Verfahrens hergestelltes Bauteil

## 3 Bauteilspezifische Prozessparameter

Wie bereits zu Beginn erläutert, dient der Warmumformprozess der Herstellung hochfester Strukturbauteile mit definierten mechanischen Eigenschaften und Oberflächenbeschaffenheit. In Tabelle 1 sind die Bauteilcharakteristika in Abhängigkeit der Prozess-

randbedingungen aufgelistet. Dazu zählen insbesondere die Streckgrenze $R_{p02}$, die Zugfestigkeit $R_m$ und die Bruchdehnung $A_{80}$ (Flachzugprobe). Diese werden zum einen durch das gewählte Temperaturprofil der Ofenanlage und der Transferzeit zwischen Ofen und Presse und zum anderen durch den Abkühlprozess im Werkzeug direkt beeinflusst. Der Abkühlvorgang seinerseits steht in Korrelation zu nachstehend angeführten Parametern:

- Konstruktive Auslegung der Werkzeugkühlung,
- Werkstoffeigenschaften der Werkzeugaktivelemente hinsichtlich der Wärmeübertragung,
- Strömungsbedingungen,
- Formtemperatur,
- Temperatur des Kühlmediums,
- Presskraft,
- Haltezeit im Werkzeug.

Die Auslegung des Kühlsystems, sowohl konstruktiv als auch hinsichtlich der Prozessparameter, muss bereits im Vorfeld der eigentlichen Werkzeugkonstruktion erfolgen. Die Möglichkeiten einer simulationstechnischen Betrachtung dieses Prozessschritts werden in Kapitel 3.2 im Detail diskutiert.

| | Bauteilcharakteristika | | |
|---|---|---|---|
| | | Oberflächenbeschaffenheit | |
| | Mech. Eigenschaften | 22MnB5+AS Diffusionsschicht | 22MnB5, Oxidation, Randentkohlung |
| **Wärmebehandlung** | | | |
| Temperaturprofil | X | X | |
| Schutzgasatmosphäre | | | X |
| | | | |
| **Umformen und Vergüten** | | | |
| Transferzeit $t_T$ zwischen Ofen und Presse | X | | X |
| Realisierte Abkühlung gemäß ZTU-Schaubild | X | | |

Tabelle 1: Bauteilspezifische Prozessparameter





## 3.1 Wärmebehandlung

Die Wärmebehandlung eines unbeschichteten Borstahls erfolgt unter einer Schutzgasatmosphäre, um Oxidation und Randentkohlung zu unterbinden. Neben so genannten Endo- bzw. Exogasen wird eine Stickstoffatmosphäre mit Erdgasbefettung im Verhältnis 95:5 verwendet. Dabei handelt es sich um ein nicht explosives Gemisch, das eine leicht aufkohlende Wirkung hat.

Beim Einsatz feueraluminierter Borstähle ist auf eine korrekt ausgebildete Diffusionsschicht hinsichtlich der Gesamtschichtdicke, Porosität und Rauhigkeit zu achten, da diese einen entscheidenden Einfluss auf die Korrosions- und Schweißeigenschaften der warmumgeformten Bauteile hat. Der Diffusionsprozess wird beeinflusst durch das eingestellte Temperaturprofil der Wärmebehandlungsanlage.

Demzufolge sind

- die Aufheizgeschwindigkeit,
- die Gesamtbehandlungsdauer,
- die maximale Austenitisierungstemperatur
- und die Materialstärke

bei der Einstellung des Temperaturprofils von Bedeutung.

In Bild 5 ist die Diffusionsschicht eines feueraluminierten Borstahls im Querschliff dargestellt. Deutlich zu erkennen sind fünf ausgebildete Phasen, die sich bezüglich Schichtdicke und chemischer Zusammensetzung unterscheiden.

| Phasenbez. | Schichtdicke, | Al | Fe | Si | Cr | Mn |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | µm | Masse-% | | | | |
| 1 | 5 – 9 | 7,2 | 89,2 | 1,9 | 0,3 | 1,4 |
| 2 | < 1µm | Nicht messbar | | | | |
| 3 | 11 – 18 | 51,4 | 45,9 | 1,9 | 0,1 | 0,7 |
| 4 | 3 – 8 | 33,9 | 54,3 | 10,6 | 0,3 | 0,9 |
| 5 | 5 - 11 | 53,2 | 44,1 | 1,9 | 0,2 | 0,6 |

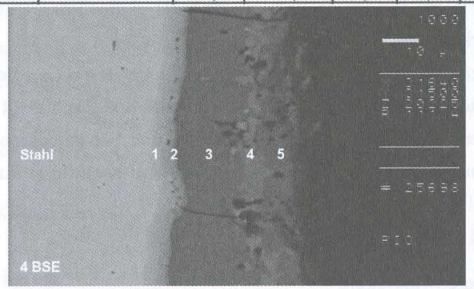



Bild 5: REM-Aufnahme der Diffusionschicht im Querschliff

## 3.2 Simulation des Abkühlverhaltens während des Warmumformprozess

Eine ganzheitliche Simulation des Warmumformprozesses muss den reinen Umformvorgang, das Abkühlverhalten sowie die parallel ablaufenden Gefügeveränderungen theoretisch abbilden. Der gesamte Vorgang kann in zwei Schritte unterteilt werden.

In der ersten Phase erfolgt die Umformung der wärmebehandelten Platine. Während der Verformung kommt es zu lokalen Temperaturgradienten an den Kontaktpunkten zwischen Matrize bzw. Stempel und Platine bzw. Bauteil. Des Weiteren erfolgt in begrenztem Maße eine Gefügeveränderung.

In der zweiten Phase des Warmumformvorgangs ist die Umformung des Bauteils abgeschlossen und das Werkzeug somit im unteren Totpunkt. Erst jetzt resultiert die eigentliche Gefügeumwandlung in eine martensitisch aushärtende Mikrostruktur auf Grund der erreichten Abkühlgeschwindigkeit gemäß dem ZTU-Schaubild. Der vorliegende Beitrag konzentriert sich daher auf die simulationstechnische Betrachtung der Abkühlbedingungen im Werkzeug nachdem das Bauteil bereits ausgeformt ist.

Eine homogene Verteilung der Bauteilhärte und der in Korrelation stehenden mechanischen Eigenschaften kann nur erreicht werden, wenn an jedem Punkt im Werkzeug gleiche Abkühlbedingungen vorherrschen. Die vom Werkzeug während der Abkühlung absorbierte Wärmemenge wird in der Regel mit Hilfe eines Kühlmediums abtransportiert.





Das Kühlmedium wird über entsprechende Kanäle im Werkzeug an die Wirkflächen herangeführt. Grundlegend wird die Wärmemenge auf zwei Arten übertragen. Zwischen Bauteil und Werkzeugstempel bzw. -matrize erfolgt der Wärmetransport durch Wärmeleitung. Ist die Oberfläche im Kontakt mit einem Fluid, so spricht man von Wärmeübertragung durch Konvektion. Dieser Mechanismus hat Gültigkeit für die Wärmeabfuhr aus den Wirkelementen des Werkzeuges mittels eines Kühlmediums.

Die mathematische Näherungslösung des vorangehend beschriebenen Wärmeübertragungsproblems mittels FEM ermöglicht Voraussagen über das Abkühlen des Bauteils an jedem Punkt seiner Geometrie. Des Weiteren fließen die Erkenntnisse der thermischen Analyse in die Auslegung des Kühlsystems während der Konstruktionsphase der Werkzeuge.

Die allgemeine Gleichung für instationäre Wärmeleitung lautet /1/

$$\rho c_p \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \lambda \left( \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial z^2} \right), \tag{1}$$

wobei die Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ als temperaturabhängige Materialkonstante definiert ist.

Newton formulierte den konvektiven Prozess, in dem der Wärmeübergangskoeffizient $\alpha$ definiert wird, mittels folgender Beziehung /1/

$$\alpha = \frac{\dot{q}}{\vartheta_{Medium} - \vartheta_{Kontaktfläche}}. \tag{2}$$

Unter Verwendung der Grundgleichung

$$\dot{q} = -\lambda \left( \frac{\partial \vartheta}{\partial n} \right)_{Kontaktfläche}, \tag{3}$$

lautet die Definitionsgleichung für den Wärmeübergangskoeffizient $\alpha$

$$\alpha = \frac{-\lambda \left( \frac{\partial \vartheta}{\partial y} \right)_{Kontaktfläche}}{\Delta \vartheta}. \tag{4}$$

Der Wärmeübergangskoeffizient $\alpha$ ist eine von den Materialeigenschaften ($\lambda$, $c_p$), den betrieblichen Größen ( $p, \dot{V}, w$ ) und der Geometrie abhängige Betriebsgröße. Zur Berechnung von $\alpha$ sind experimentell gewonnene Daten notwendig.

Die bei erzwungener Konvektion vorherrschende Strömung in den Kühlkanälen kann laminar oder turbulent ausgebildet sein. Die Wärmeübertragung ist bei turbulenter größer als bei laminarer Strömung, da durch überlagerte Geschwindigkeiten ein zusätzlicher Wärmeaustausch senkrecht zur Hauptströmungsrichtung entsteht.

Ersetzt man die Ableitungen in Beziehung (1) durch finite Differenzen, so kann die instationäre Wärmeleitung mit dem Schmidt-Binder-Verfahren numerisch berechnet werden /2/. Der Einfluss der Konvektion kann ebenfalls mit einer Differenzenmethode numerisch bestimmt werden. Die Gleichung (5) berücksichtigt nur eindimensionale Wärmeleitung und konstante Materialeigenschaften

$$mc_p \frac{dT(t)_i}{dt} = \frac{\lambda A}{s}\left(T(t)_{i+1} - T(t)_i\right) - \frac{\lambda A}{s}\left(T(t)_i - T(t)_{i-1}\right). \quad (5)$$

Die FEM–Methode ermöglicht die Berechnung eines dreidimensionalen Vergleichsmodels, in dem die Temperaturabhängigkeit der thermischen Materialeigenschaften der am Prozess beteiligten Stähle berücksichtigt wird. Somit sind die thermischen Eigenschaften der während des Abkühlvorgangs existenten Gefügezustände ebenfalls temperaturabhängig.

Die Abkühlsimulation erfolgt mit LS-DYNA, ein explizites und implizites FEM - Programm. LS-DYNA ist eine in der Automobilindustrie verbreitete allgemeine finite Elemente Software, die erfolgreich in expliziten Impact-Berechnungen eingesetzt wird.

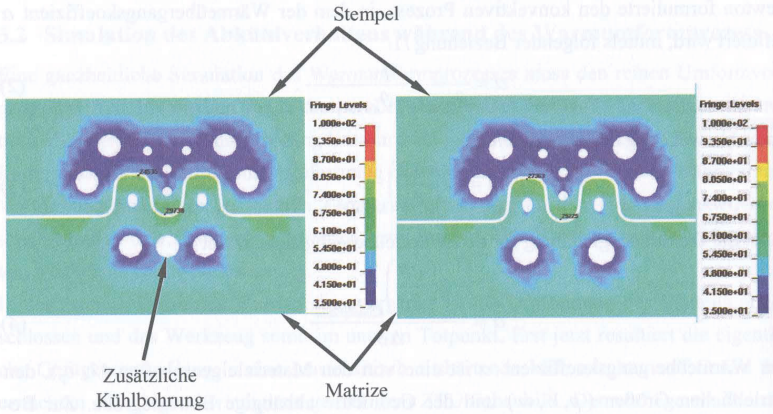



Bild 6: Visualisierte Temperaturverteilung im Werkzeug während eines Abkühlvorgangs.

Mit Hilfe der thermischen Analyse können Bohrungen in der Entwicklungsphase des Werkzeugs nach ihrer Kühlleistung beurteilt werden. In Bild 6 links, ist die Matrize mit fünf Bohrungen ausgestattet, rechts mit lediglich mit vier. Die zusätzliche Bohrung führt





in diesem Fall zur Verringerung der Kühlleistung, abgesehen von der Verminderung des Gesamtvolumenstroms.

Unzureichende Abkühlgeschwindigkeiten wie auch starke Temperaturdifferenzen am Bauteil können festgestellt und behoben werden. Die Anwendung der technischen Berechnung ist bei der Entwicklung eines kontrollierbaren Warmumformprozesses unverzichtbar. Die Berechnungen eröffnen vielseitige Optimierungsmöglichkeiten des Umformprozesses hinsichtlich der Kühlung, und somit auch der Produktionseffizienz.

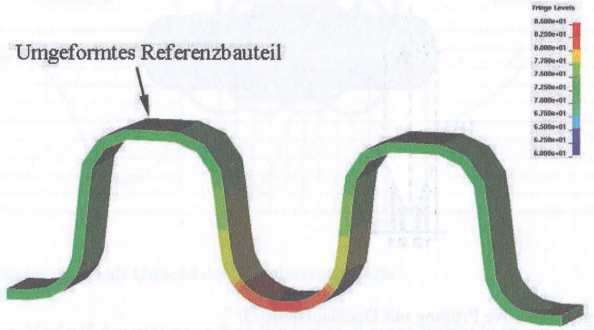



Bild 7: Abkühlverhalten der umgeformten Platine.

## 4 Magnetinduktive Prüfung der mechanischen Eigenschaften warmumgeformter Strukturbauteile

Die klassische zerstörende Prüfung (Zugversuch, Härteprüfung) der mechanisch-technologischen Eigenschaften warmumgeformten Automobilstrukturen birgt zwei entscheidende Nachteile. Sie ist erstens kostenintensiv aufgrund des personellen Aufwands bei der Prüfung und erfolgt zweitens in einem zu großen zeitlichen Abstand von der Produktion. Dies hat eine hohe Zeitverzögerung von eventuell notwendigen Rückkopplungen der Messergebnisse auf die Prozessparameter zur Folge und kann daher hohe Ausschussraten verursachen. Abhelfen können zerstörungsfreie Verfahren, wobei für diesen Anwendungsfall das magnetinduktive Verfahren geeignet erscheint.

### 4.1 Funktionsprinzip der magnetinduktiven Prüfung

Das Funktionsprinzip des *Wirbelstromverfahrens*, im Niederfrequenzbereich auch als *magnetinduktives Verfahren* bezeichnet, soll nun geschildert werden. Der schematische

Aufbau einer solchen Messeinrichtung ist in Abb. 8 am Beispiel einer Durchlaufspule illustriert. Wird eine Spule mit dem Anregungsstrom $\vec{J}$ betrieben (Bild 8, gelbe Wicklung), erzeugt sie ein Magnetfeld der Stärke $\vec{H}$, das im Prüfteil eine Induktion $\vec{B}$ nach der Gleichung $\vec{B} = \mu_0 \mu_{rel} \vec{H} = \mu \vec{H}$ bewirkt.

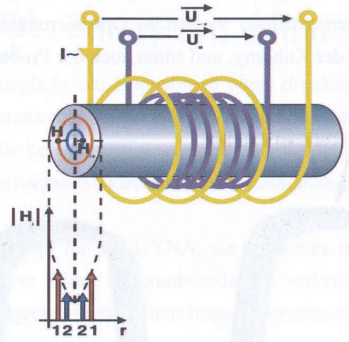



Bild 8: Magnetinduktive Prüfung mit Duchlaufspule /3/

Dabei ist $\mu_{rel}$ die relative magnetische Permeabilität des Prüfteils und $\mu_0$ die magnetische Permeabilität des Vakuums. Durch die Induktion $\vec{B}$ entstehen nach dem Induktionsgesetz Wirbelströme im Prüfteil. Aus den Maxwell'schen Gleichungen folgt nun für die Wirbelstromdichte im Prüfteil $\vec{J}_W$ /4/:

$$rot\, \vec{J}_W = -i\sigma\mu_0\mu_{rel} 2\pi f \vec{H}$$

Es ist zu erkennen, dass die Wirbelstromdichte von der elektrischen Leitfähigkeit $\sigma$, der magnetischen Permeabilität $\mu_{rel}$ und der Messfrequenz $f$ abhängt. Hier wurde der Verschiebungsstrom aufgrund der guten elektrischen Leitfähigkeiten der zu prüfenden Materialien vernachlässigt. Die Wirbelströme erzeugen ein nach der Lenz'schen Regel dem äußeren Magnetfeld entgegenwirkendes Magnetfeld. Misst man nun die Überlagerung aus äußerem und Wirbelstrommagnetfeld, lassen sich aus diesem Gesamtfeld Informationen über das Prüfgut ablesen. Gemessen werden meist der Scheinwiderstand (Blind- und Wirkwiderstand) der Sekundärspule (in Abb. 1 rot). Da der Scheinwiderstand abhängig ist von der Magnetfeldänderung und damit auch von der Wirbelstromdichte im Prüfteil, hängt das Messergebnis also von den Parametern $\mu_{rel}$, $\sigma$, $f$ und der Geometrie des





Prüfteils ab. Das magnetinduktive Verfahren vergleicht die magnetischen Eigenschaften des Prüfteils mit denen vorher untersuchter Referenzteile. Vor der Prüfung ist also eine systematische Kalibrierung der Messeinrichtung mit Gut- und Schlechtteilen erforderlich.

## 4.2 Hysterese und Werkstoffeigenschaften

Die unterschiedlichen ferromagnetischen Eigenschaften können an der Hysteresekurve illustriert werden (Bild 9 Mitte).

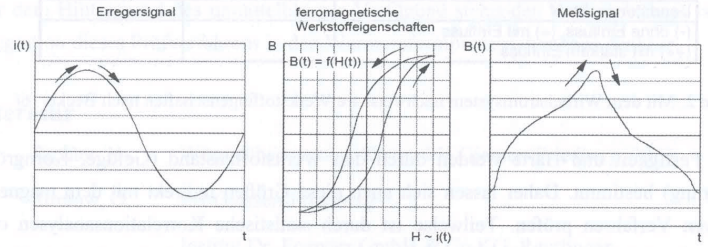



Bild 9: Hysteresekurve als Ursache der Signalverzerrung /5/

Sie zeigt den Verlauf der magnetischen Induktion *B* eines Prüfteils in einem wachsenden, bzw. fallenden Magnetfeld *H* und bestimmt so wichtige magnetische Kenngrößen. Abb. 2 verdeutlicht, dass die Hysteresekurve Grund für die Verzerrung zwischen Erregersignal und Messsignal ist. Ursache für die an der Hysteresekurve erkennbare ungleichförmige Magnetisierung von ferromagnetischen Stoffen sind Elementarmagnete, die in den sog. Weiß'schen Bezirken im Werkstoff gleich ausgerichtet sind. Wird der Stoff in den Wirkbereich eines schwachen magnetischen Feldes gebracht, richten sich Elementarmagnete in Weiß'schen Bezirken die günstig zur Wirkrichtung des Magnetfeldes liegen in Feldrichtung aus. Bei einer Erhöhung der Magnetfeldstärke wird immer mehr Energie benötigt um weitere Elementarmagnete in Richtung des Magnetfeldes auszurichten, bis schließlich alle die gleiche Richtung haben (Sättigungsmagnetisierung). Dieser Effekt ist wie die mechanischen Eigenschaften abhängig von der Kristallgitterstruktur, Störstellen, Einschlüssen usw. Verschiedene Werkstoffe oder auch gleiche Werkstoffe mit unterschiedlichen Eigenschaften weisen verschiedene Permeabilitäten und Leitfähigkeiten auf, die magnetinduktiv nachgewiesen werden können (vgl. Tabelle 2).

| Werkstoffeigenschaft | Leitfähigkeit σ | Permeabilität μ |
|---|---|---|
| chemische Zusammensetzung | ++ | + |
| Mischkristall-Zusammensetzung | + | + |
| Gefüge, Korngröße | - | ++ |
| Ausscheidungen | - | ++ |
| Einflüsse, Poren | - | + |
| innere Spannungen | + | ++ |
| lamellar tearing, Anisotropie | - | + |
| Mikrorissfelder, Spannungsrisskorrosion | + | + |
| Verformung | - | + |
| δ-Ferrit in Austenit | + | ++ |
| Dendriten im Stahl | - | - |
| (-) ohne Einfluss, (+) mit Einfluss (++) mit starkem Einfluss | | |

Tabelle 2: Mit dem Wirbelstromsystem nachweisbare Werkstoffeigenschaften nach Becker /6/

Auch Festigkeit und Härte werden durch den Werkstoffzustand (Gefüge, Korngröße, Legierung) bestimmt. Daher lassen sich auch diese Größen indirekt mit dem magnetinduktiven Verfahren prüfen. Teilweise ist durch statistische Korrelationsanalysen oder neuronale Netze eine Verknüpfung von mechanisch-technologischen und magnetischen Bauteileigenschaften möglich und damit auch eine quantitative Bestimmung von Festigkeits- und Härtewerten. Beispielsweise bei der Feinblechherstellung werden Festigkeiten und Härte so online ermittelt /7/. Primäres Ziel ist jedoch nicht die Bestimmung der Festigkeitswerte und Härte, sondern die Überprüfung des Wärmebehandlungsprozesses und Gefügezustands. Auch durch Zugversuch und Härteprüfung können diese Größen ja nur indirekt überprüft werden.

### 4.3 Versuche zur Prüfung der Eignung des Verfahrens

Zur Überprüfung der Eignung des magnetinduktiven Verfahrens für die Sicherung des Warmformprozesses wurden Versuche mit $A_{80}$ Zugstäben aus 22MnB5 durchgeführt. Anhand dieser aus warmumgeformten Automobilstrukturen ausgelaserten Zugstäbe wurden Störgrößeneinflüsse und die Nachweisbarkeit unterschiedlicher Wärmebehandlungsprozesse durch eine magnetinduktive Mehrfrequenzprüfung untersucht. Dabei wurde festgestellt, dass folgende Störgrößen größeren Einfluss haben: Prüfteilgeometrie, Verschiebungen des Prüfteils relativ zur Prüfspule und Prüfteiltemperatur. Unterschiedliche Wärmebandlungen und Gefügezustände sind aber an Messergebnissen der Wirbelstromprüfung erkennbar. Weiterhin wurde deutlich, dass durch die Auswertung von harmonischen Oberwellen die oben genannten Störgrößeneinflüsse wesentlich verringert werden können. Gerade die bei Automobilstrukturen vorhandenen und teilweise Toleranzen unterworfenen komplexen Geometrien (Radien, Aussparungen, fließende Kanten usw.) beeinflussen die Oberwellen weniger als die Grundwelle. Oberwellen entstehen aufgrund von Verzerrungen des Erregersignals als Folge der Nichtlinearität der Hysteresekurve (s. Bild 9). Es bilden sich höherfrequente Oberwellenanteile, in die das Messsignal durch Fourierreihenentwicklung zerlegt werden kann /5/.



Die durchgeführten Untersuchungen haben gezeigt, dass es sich bei dem magnetinduktiven Verfahren um ein in der Praxis einsetzbares zerstörungsfreies Prüfverfahren handelt. Vor dem Hintergrund des unmittelbar zur Verfügung stehenden Prüfergebnisses ist eine Integration dieses Prüfverfahrens in den Warmumformprozess durchaus denkbar.

## Literatur


/1/ Richter, H. Wärmeübertragung. Skript, FH Giessen-Friedberg, 2003

/2/ Strelow, O. FH Giessen-Friedberg

/3/ Institut Dr. Foerster GmbH & Co KG, Reutlingen

/4/ Zielke, R. Verbesserung der lateralen Auflösung der Wirbelstromprüfung durch Entwicklung magnetooptischer Sensorsysteme. Dissertation, Dortmund, 2004

/5/ Weber, W. Zerstörungsfreie Prüfung dickwandiger austenitischer Rohre und Rohrbögen mit fortschrittlicher Wirbelstromtechnik. Dissertation, Hannover, 2002

/6/ Becker, R. Über die Prüfung auf Fehler in metallischen Werkstoffen und Bauteilen mittels eines zerstörungsfreien Mehrfrequenz-Wirbelstrom-Prüfverfahrens. Dissertation, Saarbrücken, 1980

/7/ Reimche, W. Heutling, B. Bach, F.-W. Online-Materialcharakterisierung und Überwachung relevanter Bandeigenschaften von feuerverzinktem Stahlfeinblech im Produktionsfluss mit einem Harmonischen-Messsystem. In: DACH-Jahrestagung Salzburg, 2004

# Presshärten von USIBOR 1500 P: Simulationsbasierte Bauteil- und Prozessanalyse

Dr.-Ing. P. Hein; Dipl.-Ing. R. Kefferstein
Arcelor Flat Carbon Steel Europe

Dipl.-Ing. Y. Dahan
CEMEF, Ecole des Mines de Paris, Sophia Antipolis (F)

## Zusammenfassung

Warmumgeformte höchstfeste Borstähle finden in Rohkarosserien immer stärkeren Einsatz. Tatsächlich ermöglicht dieses Material in Verbindung mit der zugehörigen Warmumformtechnologie (Presshärten) weitaus höhere Festigkeiten (1500 MPa) als die hochwertigsten derzeit verfügbaren Kaltumformstähle. Darüber hinaus wird durch die Warmumformung der traditionelle Kompromis zwischen hoher Festigkeit, niedriger Umformbarkeit und hoher Rückfederung überwunden.

In diesem Artikel werden allgemeine Marktendenzen im Bereich der Warmumformung diskutiert. Daneben wird ein Überblick über die wichtigsten Parameter gegeben, die das Prozessfenster der Warmumformung bestimmen. Eine Versuchsanordnung wurde entwickelt, um die Grenzformänderungen von USIBOR 1500 P bei der Warmumformung zu bestimmen. Die Anwendung der FE-Analyse bei der Warmumformung wird vorgestellt und der Ablaufplan einer typischen Machbarkeitsstudie beschrieben, wie sie von Arcelor für Kunden realisiert wird.

## 1 Presshärten von USIBOR 1500 P

### 1.1 Verfahrensbeschreibung

Das Verfahrensprinzip der Warmumformung ist eng verbunden mit den Möglichkeiten, welche die chemische Zusammensetzung borlegierter Stähle (Abb. 1) bietet, nämlich ein robustes Prozessfenster für das Härten durch martensitische Umwandlung.

Der Prozessablauf beginnt mit der Erwärmung der Platinen bis zur vollständigen Austenitisierung (900 °C bis 950 °C für 4 bis 10 Minuten). Die Bleche (Abb. 7) werden danach

innerhalb kürzester Zeit in die Umformpresse transferiert. Bei hohen Temperaturen (650 °C bis 850 °C) hat das Material eine ausgezeichnete Umformbarkeit, was die Erzeugung von relativ komplexen Geometrien in nur einer Umformstufe ermöglicht.

| C | Mn | Si | Cr | Ti | B |
|---|---|---|---|---|---|
| 0,25 | 1,4 | 0,35 | 0,3 | 0,05 | 0,005 |

Abb. 1: Chemische Analyse von USIBOR 1500 P (Maximum- %)

Die Abschreckung (martensitische Transformation, siehe Abb. 5) erfolgt unmittelbar nach der Umformung, wobei die Wärme vom geschlossenen Werkzeug aufgenommen und abgeführt wird (Abkühlgeschwindigkeit zwischen 50°C/s und 100°C/s). Die gesamte Durchlaufzeit (Transfer + Umformung + Abkühlung im Werkzeug) liegt heute typischerweise zwischen 15 s und 25 s.

Die Teile verlassen die Fertigungskette bei ungefähr 150°C mit den folgenden endgültigen, wiederholbar darstellbaren und homogenen mechanischen Eigenschaften: Einer Zugfestigkeit von 1400 MPa bis 1600 MPa und einer Streckgrenze zwischen 1000 MPa und 1200 MPa (Abb. 2).

| UTS | YS | El% (A5) | El% (ISO 20x80) | $HV_{10kg}$ |
|---|---|---|---|---|
| 1500 MPa | 1100 MPa | 9% | 6% | 480 HV |

Abb. 2: Typische mechanische Eigenschaften von USIBOR 1500 P nach Warmumformung und Abschreckung im Werkzeug

Neben der guten Umformbarkeit bei erhöhter Temperatur besteht ein weiterer Vorzug der Warumformung darin, dass eine Rückfederung des Werkstücks nach Entnahme aus dem Werkzeug ausbleibt. Dies ist ein erheblicher Vorteil im Vergleich zur konventionellen Kaltumformung von Werkstoffen auf diesem Festigkeitsniveau.

## 1.2 Unbeschichteter und beschichteter Borstahl

Werden unbeschichtete Borstähle verwendet (blank/kaltgewalzt oder warmgewalzt/gebeizt), so bildet sich auf den Platinen während des Transfers zur Presse und während der Umformung eine ungleichmässige, abrasive Zunderschicht, selbst wenn innerhalb des Ofens Schutzgasatmosphären verwendet werden. Darüber hinaus ist es grundsätzlich unmöglich, mit unbeschichtetem Material ein gewisses Maß an Oberflächenentkohlung (bis 60 µm) zu vermeiden, was die endgültigen Eigenschaften der





Werkstücke beeinträchtigt. Daher muss nach der Umformung ein Sandstrahlen vorgenommen werden, um die Zunderschicht zu entfernen. Dieser Vorgang ist kostenintensiv und kann sich nachteilig auf die geometrischen Toleranzen dünner Teile auswirken.

USIBOR 1500 P®[1] ist ein von Arcelor entwickelter, vorbeschichteter Borstahl mit einer etwa 25 µm dicken metallischen Beschichtung aus Aluminium-Silizium ("Alusi": 90% Al, 75 g/m²/Seite, Abb. 3). Während der Wärmebehandlung im Ofen wandelt sich diese Schutzschicht in eine legierte Fe-Al-Si-Schicht um. Diese hat ein blaues oder graues Erscheinungsbild, ist hochgradig haftbeständig und weist gute Korrosionseigenschaften auf (Abb. 4).

Teile aus USIBOR 1500 P können nach der Warmumformung direkt lackiert werden (keine Zunderschicht – daher kein Sandstrahlen nötig). Sie besitzen ausgezeichnete geometrische Toleranzen und weisen keinerlei Entkohlung auf (Schutzeffekt der Beschichtung während der Wärmebehandlung).

Die Verwendung von USIBOR 1500 P bietet zahlreiche technische und ökonomische Vorteile für den Hersteller und den Umformer. Da die Schutzgasatmosphäre in den Öfen (z.B. Stickstoff) wie auch das Sandstrahlen der fertigen Teile entfällt, kann hier Zeit und Geld gespart werden. Zudem müssen die Werkstücke nicht nachträglich mit teuren Schutzschichten (z.B. auf Zinkbasis) versehen werden.

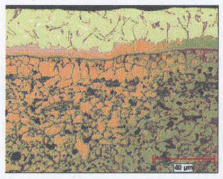


Abb. 3: Struktur der Al-Si-Beschichtung vor der Warmumformung (USIBOR 1500 P)

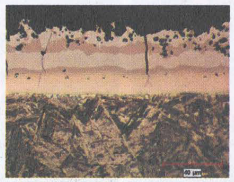


Abb. 4: Struktur der legierten Al-Fe-Si-Schicht nach der Warmumformung



Abb. 5: Martensitische Struktur nach der Warmumformung (REM-Aufnahme)

[1] USIBOR® ist ein weltweit gesetzlich geschütztes Warenzeichen der Arcelor Gruppe. Darüberhaus führt Arcelor zahlreiche Patente über direkte oder indirekte Warmumformungsverfahren für aluminiumbeschichtete und zink- oder zinklegierungsbeschichtete Stahlbleche sowie die damit verbundenen Bauteile.

## 1.3 Markttrends

Das Presshärten von borhaltigem Flachstahl wurde Ende der 90er Jahre zunächst bei der Herstellung eher einfacher Automobilteile wie etwa Seitenaufprallträgern und Stoßfängern eingesetzt. Heute weist dieses Umformverfahren eine außergewöhnliche Entwicklungs- und Wachstumsdynamik in der Anwendung für zahlreiche Strukturbauteile auf (Abb. 6).

Die technischen und organisatorischen Schwierigkeiten, welche die Einführung eines derart bahnbrechenden Materials und der zugehörigen Technologie mit sich bringt, werden durch die neuen Möglichkeiten aufgewogen, die sich für die Fahrzeugentwickler bei ihren Bemühungen um Crashsicherheit, Gewichtsreduzierung und Kostenkontrolle ergeben /1/, /2/.

Die große Mehrheit der Automobilhersteller spezifiziert für ihre neuen Fahrzeuge inzwischen warmumgeformte Bauteile. Neue Warmumformer betreten den Markt, und mehrere neue Warmform-Pressenlinien entstehen derzeit weltweit /3/.

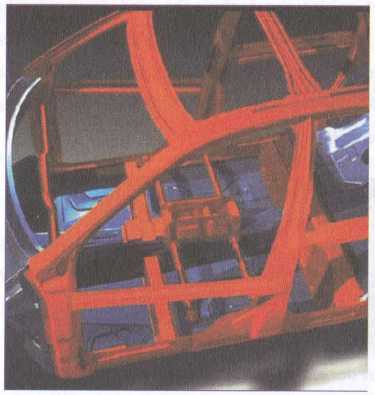


Abb. 6: Einsatz von warmumgeformten Strukturbauteilen im BIW

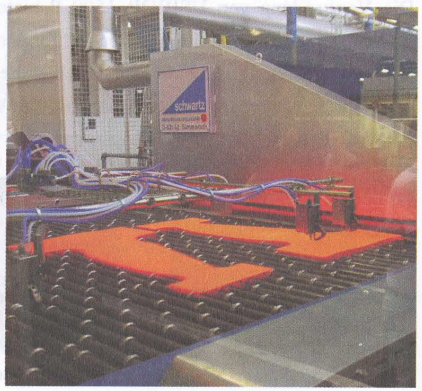


Abb. 7: B-Säulen-Platinen am Ausgang des Ofens kurz vor der Warmumformumg (Quelle: VW)

Heute kommt die Warmumformung bei der Herstellung zahlreicher Automobilteile zum Einsatz: vordere und hintere Stoßfänger, A-Säulen (oder deren Verstärkungen), B-Säulen





(oder deren Verstärkungen), Dachrahmen, Schweller, Seitenverstärkungen, Tunnel, Bodenverstärkungen, Türholme…

Einige neue Konzepte, z.B. für warmumgeformte Patchworks und warmumgeformte Tailor Welded Blanks (Laser-TWBs), befinden sich in der Entwicklung.

Der geschätzte Gesamtverbrauch an borlegiertem Flachstahl für das Presshärten lag 2004 in Europa bei etwa 60.000 t/Jahr bis 80.000 t/Jahr. 2008/2009 wird dieser Verbrauch in Europa stark anwachsen auf bis zu 300.000 t/Jahr (siehe Abb. 8). Die gleiche Tendenz lässt sich in Japan und Nordamerika beobachten.

Zwischen 2004 und 2009 werden über 20 neue Warmumform-Pressenlinien errichtet werden. Einige OEM's, wie z.B. VW, haben umfangreiche Investitionen in diese Technologie getätigt.

| | 2004 | 2009 |
|---|---|---|
| Warmform-Pressenlinien in Europa | 15 | 40 |
| Warmumformer in Europa (inkl. Systemhersteller) | 3 | 9 |
| warmumgeformte B-Säulen in europäischen Fahrzeugmodellen | 7 | 20 |
| warmumgeformte B-Säulen aus USIBOR 1500 P in europäischen Fahrzeugmodellen | 0 | 11 |

Abb. 8: Wachstumsprognose für das Presshärten in Europa

Aufgrund ihrer zahlreichen Vorzüge (Korrosionseigenschaften, kein Sandstrahlen notwendig, keine Schutzgasatmosphäre im Ofen und keine nachträglicher Beschichtung erforderlich,…) wird die vorbeschichtete Variante USIBOR 1500P in neuen europäischen und nordamerikanischen Fahrzeugen immer öfter spezifiziert und verwendet.

USIBOR 1500P findet z.B. Verwendung in den Säulen und Schwellern des neuen VW Passats (Abb. 9 und 10) und der Mercedes S-Klasse, in den A-Säulen von Landrover-Fahrzeugen, in den Stoßfängern des Ford Mustang… Ein ähnlicher Trend lässt sich auch in Japan beobachten.



Abb. 9: Warmumgeformte Bauteile aus USIBOR 1500 P im VW Passat (Quelle: VW)

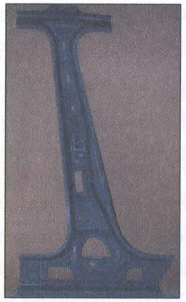


Abb. 10: B-Säule des VW Passat

## 2 Die wichtigsten Prozessparameter

Bei der Definition eines Warmumformvorgangs für ein Bauteil und der Auswahl der zugehörigen Maschinentechnologie muss besonders auf jene Faktoren geachtet werden, die direkten Einfluss auf Werkstückqualität, Durchlaufzeit und Prozessstabilität haben. Alle drei Kriterien beeinflussen erheblich die Wirtschaftlichkeit des Verfahrens.

### 2.1 Transferzeit

Die Dauer des Transfers zwischen Ofen und Werkzeug muss weitestgehend reduziert werden. Tatsächlich kann der Temperaturverlust der Platine abhängig von ihrer Stärke mehrere Zig °C/s betragen, und eine zu niedrige Umformtemperatur kann folgende Schwierigkeiten verursachen:

- Verminderte Umformbarkeit des Materials (siehe 3.3)
- Lokales Auftreten von Phasenumwandlung während der Umformung, was zu inhomogenem Materialverhalten und Dehnungslokalisierungen führen kann
- Hohe Reibung oder sogar Aufschweissungen in Radien (z.B. Ziehkante)
- Ablagerung von pulverförmiger Al-Fe-Beschichtung im Werkzeug

### 2.2 Wärmebehandlung

Die Wärmebehandlung im Ofen sollte so ausgeführt werden, dass die Kinetik der austenitischen Umwandlung /4/ und der intermetallischen Legierungsreaktion zwischen der Al-Si-Beschichtung und dem Trägermaterial der Platine beachtet wird.





Eine zu rasche Erwärmung der Platinen kann dazu führen, dass die Al-Si-Beschichtung schmilzt und Metallablagerungen auf den Ofenrollen entstehen.
Eine zu kurze Verweildauer im Ofen birgt das Risiko einer unvollständigen Anlegierung, wodurch es zur Bildung von Aufschweissungen und fressendem Verschleiß kommen kann. Empfehlungen zum Prozessfenster für die Wärmebehandlung von USIBOR 1500 P werden von Arcelor zur Verfügung gestellt.

### 2.3 Umformgeschwindigkeit

Die Umformgeschwindigkeit sollte hoch genug sein, um den Wärmeaustausch zwischen Platine und Werkzeug während der Umformung zu minimieren. Auch Auswirkungen der Formänderungsgeschwindigkeit auf das Materialverhalten müssen berücksichtigt werden.

### 2.4 Werkzeuggestaltung

Wie bei jedem Umformvorgang, so ist auch hier die Werkzeuggestaltung von zentraler Bedeutung für die Effektivität eines Produktionsverfahrens. Sie erfordert sowohl hohe technische Fachkompetenz als auch gute praktische Fähigkeiten im Werkzeugbau. Im Bereich der Warmumformung ist sie sogar besonders belangvoll, da es eine zusätzliche Schwierigkeit zu meistern gilt: Den Wärmetransfer. Das Werkzeug muss erhebliche Energieflüsse (bis zu 100 kW) durch integrierte Kühlvorrichtungen aufnehmen und ableiten. Dies belastet besonders die äußeren Schichten des Werkzeugs, die einem Temperaturgradienten in einer Größenordnung von 25 °C/mm ausgesetzt werden.

Hinsichtlich des Werkzeugmaterials muss ein Kompromis zwischen guter Abriebfestigkeit über weite Temperaturbereiche und guter Wärmeleitfähigkeit gefunden werden. Sowohl klassische Kaltumformstähle (z.B. X160CrMoV12) und Kunststoff-formenstähle als auch Warmarbeitsstähle kommen bei industriellen Warmumformwerkzeugen zum Einsatz. Ein höherer Anteil an Legierungszusätzen (Cr, Mo, V) hat positive Auswirkungen auf die Härte, senkt jedoch die Wärmeleitfähigkeit rasch unter 20 W/m/K. Daher können Konzepte, die eine Segmentierung in Bereiche aus unterschiedlichen Materialien vorsehen, gute Lösungen zur Anpassung der Materialeigenschaften an die Bedürfnisse darstellen.

Beschichtungen (z.B. Ti-Al-N oder Cr-V-N) können den Widerstand gegen Abrasivverschleiß erhöhen und die Adhäsionsneigung vermindern /5/. Laufende Entwicklungs-

arbeiten bemühen sich um die Entwicklung alternativer Werkzeugmaterialien auf der Basis von Nichteisenlegierungen mit deutlich höherer Wärmeleitfähigkeit.

## 3 Umformbarkeit von USIBOR 1500 P

### 3.1 Einleitung

In der Kaltumformung wird die Umformbarkeit eines Blechmaterials üblicherweise anhand der Grenzformänderungskurve beschrieben. Ihre experimentelle Bestimmung und ihre Gültigkeits- und Anwendungsbedingungen sind gründlich untersucht worden, und Machbarkeitsstudien mittels FEM basieren heute auf dem Vergleich zwischen der berechneten Dehnungsverteilung und dem Grenzformänderungsdiagramm, ergänzt durch andere Kriterien (z.B. Faltenbildung). In recht großem Umfang stehen heute Erkenntnisse zur Verfügung, um Dehnungsverteilungen auf umgeformten Werkstücken unter Berücksichtigung des Grenzformänderungsdiagramms zu interpretieren und auch mit Konstellationen umzugehen, in denen das Grenzformänderungsdiagramm nicht strikt angewandt werden kann (enge Biegeradien, Schnittkanten usw.).

Wenn wir den gleichen Formalismus für die Warmumformung beibehalten möchten, muss mindestens eine weitere Dimension (Temperatur) zum Verzerrungszustand ($\varepsilon_1$, $\varepsilon_2$) hinzugefügt werden, und es muss überprüft werden, auf welche Weise Formänderungsgeschwindigkeit, Dehnungs- und Temperaturverlauf wie auch Dehnungs- und Temperaturgradienten lokale Einschnürungen und Versagen beeinflussen. Es wird daran gearbeitet, die experimentellen, theoretischen und numerischen Aspekte der Umformbarkeit im Warmumformprozess zu erforschen.

### 3.2 Schadensanalyse

Verschiedene Warmumformversuche wurden durchgeführt, um die Einschnürungen und Brüche an versagten Werkstücken zu untersuchen. Während der Warmumformung entstehen Dehnungskonzentrationen meist in relativ warmen Bereichen der Platine, die die Umformkraft zwischen relativ kalten Bereichen übertragen müssen, z.B. in vertikalen Zargen zwischen der Stirnfläche des Stempels und der Ziehkante. Die Lokalisierung von Dehnungen hängt eng mit den Temperaturgradienten in der betroffenen Zone zusammen.

Abb. 11a zeigt den Querschnitt einer Bruchstelle: Die Ausdünnung entsteht auf sowohl konzentrierte wie auch kontinuierliche Weise nahe der Bruchregion. Außerdem scheint





sie symmetrisch in Blechdickenrichtung zu verlaufen. Die intragranularen Mikroporen an der Spitze der Bruchstelle (Abb. 11b) sind typisch für ein duktiles Versagen.

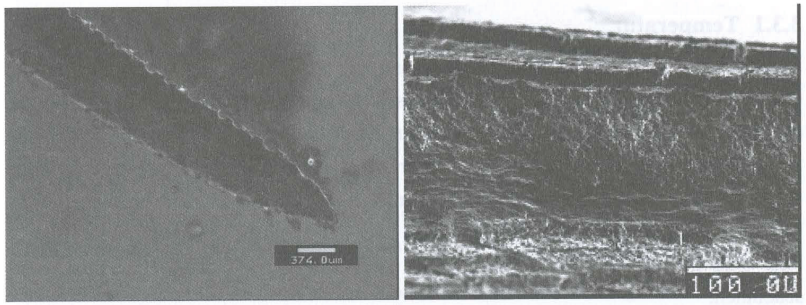



Abb. 11a und 11b: Mikroskopischer Querschnitt (links) und REM-Frontalsicht (rechts) der Bruchstelle

### 3.3 Umformbarkeitstests

Um experimentelle Daten über die Umformbarkeit zu erhalten, wurden Warmumformversuche mit einem modifizierten Nakazima-Test durchgeführt. Die Temperatur- und Dehnungsverteilungen wurden mit Hilfe von Pyrometern und Mustererkennungssystemen ermittelt. Parallel dazu wurde ein numerisches Modell des Warmumformprozesses mit der FE-Software Forge2® und Forge3® entwickelt. Die durch numerische Simulation gewonnenen Dehnungsverteilungen wurden mit jenen verglichen, die Aramis und Asame lieferten.

Die experimentelle Bestimmung der Umformbarkeitsgrenzen muss verschiedene Effekte wie Wärmetransfer (anisothermer Prozess), Phasenumwandlung (instabile austenitische Struktur), dreiachsige Spannungen (Biegedehnungen), Formänderungsgeschwindigkeit (viskoplastisches Verhalten) und Dehnungspfad (Platinenform und Reibung) berücksichtigen. Diese Parameter werden verändert, indem die Prozessdauer sowie die Anfangstemperatur, die Breite und die Form der Platine variiert werden, um ihren jeweiligen Einfluss auf die Umformbarkeit zu analysieren. Im Folgenden werden nur die Ergebnisse zum Einfluss der Anfangstemperatur und der Platinenbreite detailliert ausgeführt.

Es wurden mehrere Warmumformversuche durchgeführt, bei denen entweder die Anfangstemperatur der Platine (Abb. 12) oder die Platinenbreite (Abb. 13) variiert wurde.

Jede umgeformte Platine wurde dann analysiert und ihr eventuelles Versagen klassifiziert.

### 3.3.1 Temperatur

Die experimentell durchgeführte Veränderung der Anfangstemperatur der Platine von 600 °C auf 800 °C ermöglicht es, den Einfluss der Temperatur auf die Umformbarkeit zu analysieren: Je höher die Anfangstemperatur, desto größer ist der maximal erreichbare Stößelweg ohne Bauteilversagen. Den hier erzielten experimentellen Ergebnissen zufolge ist für die gegebenen Prozessbedingungen eine Bauteiltiefe von 27 mm nur dann erreichbar, wenn die Anfangstemperatur der Platine über 720 °C liegt. Unterhalb dieser Temperatur sind Einschnürungen und Brüche im kritischen Bereich der Platine sehr wahrscheinlich.

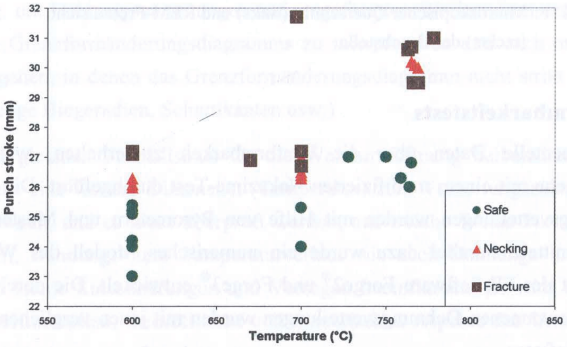



Abb. 12: Einfluss der Anfangstemperatur der Platine auf den maximal erreichbaren Stößelhub

### 3.3.2 Dehnungszustand

Abb. 13 visualisiert den Stößelweg als eine Funktion der Platinenbreite für unversehrte, eingeschnürte und versagte Proben. Die Umformbarkeit hängt stark von der Platinenbreite ab: Je größer die Platinenbreite, desto niedriger ist der kritische Stößelweg. Diese Beobachtung lässt sich in erster Linie auf die Verlagerung des Verzerrungszustandes im kritischen Bereich bei sinkender Platinenbreite hin zum einachsigen Zug zurückführen.





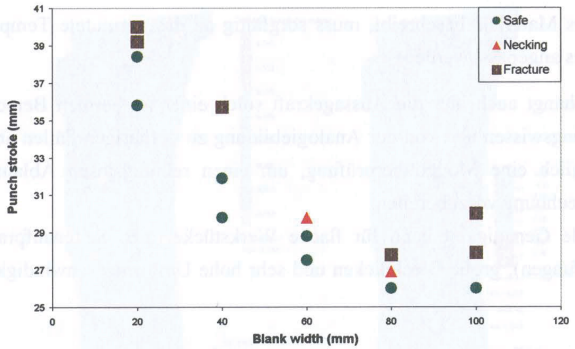



Abb. 13: Einfluss der Platinenbreite auf den maximal erreichbaren Stößelweg

## 4 Schritte einer numerischen Machbarkeitsanalyse beim Presshärten

Grundsätzlich besteht eine FE-basierte Machbarkeitsstudie für ein warmumgeformtes Bauteil aus einer Folge von Berechnungsdurchläufen mit zunehmender Genauigkeit, aber auch zunehmender Komplexität und Berechnungsdauer.

### 4.1 Ein-Schritt-Verfahren

Mit Hilfe gängiger kommerzieller ein-Schritt-Solver kann eine Dehnungsverteilung auf der CAD-Geometrie des Werkstücks berechnet werden. Diese Information ist hilfreich beim Aufspüren schwerer Umformprobleme und beim Durchführen von Geometrieänderungen am Wersktück.

Da weder Materialverhalten noch Wärmeaustausch oder Anbauflächen berücksichtigt werden, steht und fällt die Diagnose hier mit dem Sachverstand und dem Erfahrungswissen des Entwicklers bzw. des Methodenplaners.

Der Platinenzuschnitt ist ein wichtiges Ergebnis dieser Berechnung. Auf ihrer Basis können erste Kostenkalkulationen erfolgen.

### 4.2 Isotherme FE-Analyse

Als nächster Schritt erfolgt ein Umstieg auf gängige FE-Simulationssoftware für Umformberechnungen. Plastischer Materialfluss und Reibung werden modelliert, der Wärmeaustausch bleibt jedoch unberücksichtigt. Die Fließkurve, die das Verfestigungs-

verhalten des Materials beschreibt, muss sorgfältig an das vermutete Temperaturniveau des Prozesses angepasst werden.

Tatsächlich hängt auch hier die Aussagekraft solch einer isothermen Berechnung stark vom Erfahrungswissen und von der Analogiebildung zu vorherigen Fällen ab. Oft ist der Schritt lediglich eine Modellüberprüfung, um einen reibungslosen Ablauf der anisothermen Berechnung vorzubereiten.
Befriedigende Genauigkeit kann für flache Werkstücke (z.B. Seitenaufprallträger und Dachversteifungen), große Blechdicken und sehr hohe Umformgeschwindigkeiten erzielt werden.

### 4.3 Gekoppelte thermomechanische Berechnung

Für komplexe Strukturbauteile ist eine vollständige thermomechanische Berechnung von großem Nutzen, um die Werkstückgeometrie und die Umformprozessgestaltung abschließend zu validieren. Sie berücksichtigt die Kopplungseffekte zwischen der Verformung des Materials und dem Wärmeaustausch, und sie reagiert sehr sensibel auf die Kontaktbedingungen mit dem kalten Werkzeug /6/, /7/. Temperatur- und Dehnungsgradienten werden hier präzise und einschließlich ihrer gegenseitigen Beeinflussung modelliert, was bei der isothermen Berechnung nicht der Fall ist. Abb. 14 zeigt am Beispiel einer B-Säule (erste Berechnungen, die spätere Design- und Verfahrensänderungen nahegelegt haben), dass die isotherme Berechnung das Dehnungsniveau in kritischen Bereichen unterbewertet, dass sie darüber hinaus den Ort des Versagens nicht immer exakt vorhersagen kann und dass sie nicht immer eine sichere Beurteilung der Machbarkeit eines komplexen Werkstücks zulässt.

Aufgrund der hohen Empfindlichkeit des Umformprozesses gegenüber Temperaturgradienten ist es wichtig, die Wartephase in die Simulation einzubeziehen (Zeit, in der die Platine auf dem Untergesenk liegt, während sich das Obergesenk nähert) /8/. Für bestimmte Anwendungen kann sogar die Abschreckphase (geschlossenes Werkzeug) simuliert werden, um die martensitische Transformation nachzuvollziehen und die Prozeßdauer abzuschätzen, nach der das Werkstück sicher aus dem Werkzeug entnommen werden kann.





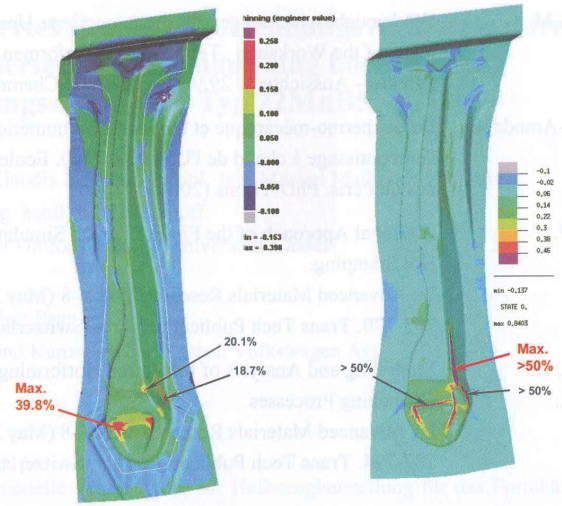



Abb. 14: Vergleich der Dickenabnahme für eine B-Säule, erstellt mittels einer isothermen Berechnung (bei 700 °C, links) und einer thermomechanischen Berechnung (rechts)

## Literatur


/1/ Griesbach, B.
Knott, S.
Neue Werkstoffe im Fahrzeug – Freund oder Feind von Werkzeugbau und Produktion? In: Ebert, F. (Edtr.): Aluminium and Steel – Forming in Automotive Engineering. Proc. Of the 6th European Conf., Bad Nauheim, 17.-18.2.05, 99-114

/2/ Franz, T.
Produktionstechnische Aspekte von höchstfesten Stahlgüten. In: EFB (Edtr.): Proc. of the EFB-Kolloquium 2005, 15.-16.2.05, Fellbach, p. 249-255

/3/ Kahl, M.
Some like it hot. Automotive Manufacturing Solutions (2004), Sept/Oct, 49-52

/4/ Merklein, M.
Hoff, C.
Lechler, J.
Einflussgrößen im Presshärtprozess. Proc. of the Car Body Colloquium CBC 2005, Chemnitz, 2005, p. 137-153

/5/ Weber, M. Werkzeugbeschichtungen für die temperierte Umformung. Proc. of the Workshop „Temperiertes Umformen – Stand – Effekte – Aussichten". 29.9.05, FhG IWU Chemnitz

/6/ Garcia-Aranda, L. Etude thermo-mécanique et modélisation numérique de l'emboutissage à chaud de l'USIBOR 1500. Ecole des Mines de Paris. PhD-Thesis (2004)

/7/ Hein, P. A Global Approach of the Finite Element Simulation of Hot Stamping. In: Advanced Materials Research Vols 6-8 (May 2005), 763-770. Trans Tech Publications Ltd., Switzerland

/8/ Lorenz, D. Roll, K. Modelling and Analysis of Integrated Hotforming and Quenching Processes. In: Advanced Materials Research Vols 6-8 (May 2005), 787-794. Trans Tech Publications Ltd., Switzerland