



# **Einfluss der Konvertergeometrie auf die Metallurgie des LD Prozesses**

Masterarbeit

eingereicht von

Martin Ortner

am Lehrstuhl für Metallurgie an der Montanuniversität Leoben  
zur Erlangung des akademischen Grades

Diplomingenieur

in der Studienrichtung Metallurgie



Lehrstuhl für Metallurgie  
Montanuniversität Leoben  
Franz Josef Straße 18  
8700 Leoben

## Kurzfassung

Um bei der Stahlerzeugung wirtschaftlich konkurrenzfähig zu bleiben, stieg in den letzten Jahrzehnten die LD Konvertergröße kontinuierlich an. Zur Erzielung optimaler metallurgischer Ergebnisse sind Prozess- und Blaseabläufe an geänderte Tiegelgrößen und damit Geometrien anzupassen.

Ziel und Aufgabe der vorliegenden Arbeit ist es, den Einfluss der geänderten Tiegelgeometrie des Konverters 8 der voestalpine Stahl Linz GmbH auf die metallurgischen Ergebnisse näher zu untersuchen. Basierend auf einer Erhebung des Ist-Zustandes werden in mehreren Betriebsversuchsserien die Blaselanzenparameter Lanzenhöhe, Düsenkopfgeometrie und Sauerstoffdurchflussrate hinsichtlich ihrer Auswirkung auf den Phosphorgehalt im Rohstahl untersucht. In weiteren betrieblichen Experimenten wird die Wirkung des Nachspülens auf die metallurgischen Ergebnisse geklärt.

Eine Vergrößerung der Blaselanzenhöhe sowie des Winkels zwischen Lanzenachse und Sauerstoffstrahl führen jeweils zu einer Verbesserung der Entphosphorung. Die Blasezeit verkürzt sich durch erhöhte Sauerstoffdurchflussraten signifikant. Nachspülbehandlungen bewirken unter anderem eine deutliche Reduktion des Phosphorgehalts im Rohstahl.

Basierend auf diesen Ergebnissen werden Berechnungen angestellt, um die Wahl der korrekten Blaseparameter zu vereinfachen.

## Abstract

To improve the economical and competitive situation of steel production, the LD converter size increased continuously in the last few decades. To get optimized metallurgical results, blowing parameters have to be adapted to actual converter geometries to cover technical demands.

Intention and task of this thesis is to investigate the influence of the vessel geometry of the new converter 8 – of voestalpine Stahl Linz GmbH – on the metallurgical results. Based on the evaluation of the actual situation, blowing parameters like lance height, lance tip geometry and oxygen flow rate are enquired in several tests series. The influence of these parameters mainly on the phosphorus content in crude steel is described. In further experiments, the effect of post stirring is investigated.

Increasing lance heights and inclination angles of the oxygen jet result in better phosphorus removal. An increase of the oxygen flow rate shortens blowing time significantly. Post stirring also leads to a remarkable reduction of phosphorus in crude steel.

Based on these practical results, calculations are done for choosing the correct blowing parameters.

## Danksagung

An dieser Stelle möchte ich mich bei allen Personen bedanken, die mich bei der Erstellung dieser Arbeit unterstützt haben.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Dipl.-Ing. Dr.mont. Peter Reisinger, Leiter der Abteilung B2E der voestalpine Stahl Linz GmbH, und Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Johannes Schenk, Leiter des Lehrstuhls für Metallurgie, die mir diese Arbeit ermöglicht haben.

Ebenso möchte ich meinem Betreuer von der voestalpine Stahl Linz GmbH Dipl.-Ing. Dr.techn. Herbert Mizelli, Mitarbeiter in der Abteilung B2E, für die tatkräftige Unterstützung bei der Durchführung recht herzlich danken. Besonderer Dank gilt auch Herrn Ing. Reinhard Apfolterer, der mir aufgrund seiner langjährigen Erfahrung eine große Hilfe war.

Bedanken möchte ich mich auch bei Herrn Dipl.-Ing. Herbert Moser und bei Herrn Dipl.-Ing. Ewald Auberger, die mich bei der Versuchsdurchführung von betrieblicher Seite mit Rat und Tat unterstützt haben.

## Eidesstattliche Erklärung

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Masterarbeit selbstständig und ohne fremde Hilfe verfasst, andere als die angegebenen Quellen und Hilfsmittel nicht benutzt und die den verwendeten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche erkenntlich gemacht habe.

.....  
Ortner Martin

# Inhaltsverzeichnis

<b>Kurzfassung .....</b>	<b>I</b>
<b>Abstract .....</b>	<b>II</b>
<b>Danksagung .....</b>	<b>III</b>
<b>Eidesstattliche Erklärung .....</b>	<b>IV</b>
<b>Inhaltsverzeichnis .....</b>	<b>V</b>
<b>Allgemeine Formelzeichen und Akronyme .....</b>	<b>VIII</b>
<b>Abbildungsverzeichnis .....</b>	<b>X</b>
<b>Tabellenverzeichnis .....</b>	<b>XIII</b>
<b>1 Aufgabenstellung und Aufbau .....</b>	<b>1</b>
<b>2 Theoretische Grundlagen .....</b>	<b>2</b>
2.1 Geschichtlicher Rückblick .....	2
2.2 Konverterdimensionierung .....	5
2.2.1 Metallurgische Auslegungsparameter .....	5
2.2.2 Mechanisch – thermische Auslegungsparameter .....	7
2.2.3 Vorteile einer Konvertervergrößerung .....	9
2.2.4 Mögliche Probleme einer Konvertervergrößerung .....	10
2.3 Metallurgie des LD Prozesses .....	10
2.3.1 Prozessablauf .....	10
2.3.2 Reaktionsabläufe .....	11
2.3.3 Einflussgrößen auf die Entphosphorung .....	17

2.3.4	Einfluss des Nachspülens .....	23
2.4	Verfahrenstechnische Einflussgrößen auf den LD Prozess .....	25
2.4.1	Einfluss der Lanzenhöhe über Badspiegel.....	29
2.4.2	Einfluss der Düsenkopfgeometrie .....	33
2.4.3	Einfluss der Sauerstoffdurchflussmenge der Blaselanze.....	36
2.4.4	Einfluss der Bodenspülung.....	39
2.5	Mathematische Grundlagen.....	43
2.5.1	Multiple lineare Regression zur Abschätzung eines Parameters.....	43
2.5.2	Berechnung der Durchmischungsleistung nach Kai .....	43
2.5.3	Bestimmung der korrekten Blaseparameter nach dem Modell von Kaufmann....	44
2.5.4	Bestimmung der korrekten Lanzenhöhe nach dem Modell von Korja .....	48
<b>3</b>	<b>Praktischer Teil.....</b>	<b>50</b>
3.1	Situation der voestalpine .....	50
3.2	Vergleich „alter“ und „neuer“ Konverter .....	51
3.3	Versuchsdurchführung – Allgemein.....	54
3.3.1	Blasen.....	55
3.3.2	Nachspülen.....	55
3.3.3	Probennahme.....	55
3.3.4	Abstich bzw. weitere Behandlungen .....	57
3.3.5	Randbedingungen bei den Versuchen .....	58
3.3.6	Datenaufbereitung .....	58
3.4	Versuchsserie I – Referenzbedingung.....	58
3.5	Versuchsserie II – Einfluss der Lanzenhöhe .....	59
3.6	Versuchsserie III – Einfluss der Düsenkopfgeometrie .....	60
3.7	Versuchsserie IV – Einfluss der Sauerstoffdurchflussmenge .....	61
3.8	Versuchsserie V – Einfluss des Nachspülens .....	62
3.9	Versuchsserie VI – Einfluss des Probenzeitpunkts .....	63
<b>4</b>	<b>Ergebnisse .....</b>	<b>65</b>
4.1	Vorgehensweise .....	65
4.1.1	Statistische Betrachtung.....	65
4.1.2	Metallurgische Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt.....	66
4.1.3	Differenzierte Betrachtung.....	66
4.2	Vergleich „alter“ und „neuer“ Konverter .....	67
4.2.1	Statistische Betrachtung.....	67

4.2.2	Metallurgische Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt.....	69
4.2.3	Zielerreichung.....	74
4.2.4	Auswurfcharakteristik .....	76
4.2.5	Kritische Bemerkungen .....	77
4.3	Versuchsserie II – Einfluss der Lanzenhöhe .....	78
4.3.1	Statistische Betrachtung.....	78
4.3.2	Metallurgische Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt.....	80
4.3.3	Differenzierte Betrachtung.....	81
4.4	Versuchsserie III – Einfluss der Düsenkopfgeometrie .....	86
4.4.1	Statistische Betrachtung.....	86
4.4.2	Metallurgische Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt.....	88
4.4.3	Differenzierte Betrachtung.....	89
4.5	Versuchsserie IV – Einfluss der Sauerstoffdurchflussmenge .....	94
4.5.1	Statistische Betrachtung.....	94
4.5.2	Metallurgische Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt.....	96
4.5.3	Differenzierte Betrachtung.....	97
4.6	Versuchsserie V – Einfluss des Nachspülens .....	100
4.7	Versuchsserie VI – Einfluss des Probennahmezeitpunktes .....	104
4.8	Berechnungen .....	105
4.8.1	Veränderung der Durchmischungsleistung mit veränderten Blaseparametern .	105
4.8.2	Multiple lineare Regression zur Abschätzung des Phosphorgehalts .....	107
4.8.3	Wahl der korrekten Blaseparameter nach dem Modell von Kaufmann.....	110
4.8.4	Wahl der korrekten Lanzenhöhe nach dem Modell von Korja .....	111
<b>5</b>	<b>Zusammenfassung.....</b>	<b>113</b>
<b>6</b>	<b>Ausblick.....</b>	<b>116</b>
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>117</b>
<b>A</b>	<b>Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt.....</b>	<b>A-1</b>
<b>B</b>	<b>Differenzierte Betrachtung.....</b>	<b>B-1</b>
<b>C</b>	<b>Einfluss des Nachspülens .....</b>	<b>C-1</b>

## Allgemeine Formelzeichen und Akronyme

A	Querschnittsfläche der Bodenspüler [m <sup>2</sup> ]
$\alpha$	Spreizwinkel zwischen Lanzenachse und Düse [°]
$\beta$	Öffnungswinkel des Sauerstoffstrahls
c	Schallgeschwindigkeit [m/s]
d <sub>BSP</sub>	Durchmesser an denen Bodenspüler angeordnet sind [m]
d <sub>Boden</sub>	Durchmesser des Konverterbodens [m]
d <sub>Düse</sub>	Durchmesser der Düse im engsten Querschnitt [m]
d <sub>B</sub>	Badspiegeldurchmesser [m]
E <sub>Blasen</sub>	spez. Durchmischungsleistung aufgrund des Sauerstoffstrahls [W/m <sup>3</sup> ]
E <sub>Durchmischung</sub>	spez. Durchmischungsleistung gesamt [W/m <sup>3</sup> ]
E <sub>Spülen</sub>	spez. Durchmischungsenergie aufgrund der Bodenspülung [W/m <sup>3</sup> ]
g	Erdbeschleunigung [m/s <sup>2</sup> ]
h	Eindringtiefe [m]
H	Badtiefe [m]
l	Blasefortschritt []
k	Isentropenexponent []
m	Kraft des Sauerstoffstrahls [N]
M	Molekulargewicht des Gases [kg]
Ma	Machzahl []
n	Lochanzahl, Düsenanzahl []
P	Umgebungsdruck [Pa]

$Q_b$	Durchflussmenge der Bodenspülung [Nm <sup>3</sup> /min]
$Q_t$	Sauerstoffdurchflussmenge [Nm <sup>3</sup> /min]
$\rho_g$	Dichte des Bodenspülgases [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_l$	Dichte des Schmelzbades [kg/m <sup>3</sup> ]
$\rho_{\text{Stahl}}$	Stahldichte [kg/m <sup>3</sup> ]
$T_L$	Temperatur Schmelzbad [K]
$T_g$	Temperatur Schmelzbad [K]
$T_l$	Temperatur Schmelzbad [K]
$v$	Geschwindigkeit des Sauerstoffstrahls beim Austritt [m/s]
$V_L$	Badvolumen [m <sup>3</sup> ]
$x$	Lanzenhöhe [m]
$x_{\text{Start}}$	Lanzenhöhe zu Blasebeginn [m]

RST	Rohstahl
RE	Roheisen
HBK	Haltbarkeit
LD	Linz Donawitz Verfahren
OBM	Oxygen Bottom Blown Maxhütte
B2	Basizität $B2 = \frac{CaO}{SiO_2}$

## Abbildungsverzeichnis

<b>Abbildung 2- 1:</b> Veränderung des Abstichgewichtes in Europa [3].....	3
<b>Abbildung 2- 2:</b> Veränderung der Konvertergröße in Nordamerika [4] .....	4
<b>Abbildung 2- 3:</b> Konverterhöhen und Durchmesser [5].....	4
<b>Abbildung 2- 4:</b> Temperaturprofil eines 220t Konverters [12] .....	8
<b>Abbildung 2- 5:</b> Prozessschritte [4] .....	11
<b>Abbildung 2- 6:</b> Richardson Ellingham Diagramm [17].....	12
<b>Abbildung 2- 7:</b> Abbrand der Eisenbegleitelemente [17] .....	15
<b>Abbildung 2- 8:</b> Veränderung der Schlackenzusammensetzung [17].....	15
<b>Abbildung 2- 9:</b> Veränderung des Schwefelgehalts über die Blasezeit [20] .....	16
<b>Abbildung 2- 10:</b> Ternäres System CaO – SiO <sub>2</sub> - FeO <sub>n</sub> [17] .....	17
<b>Abbildung 2- 11:</b> Veränderung der Entphosphorung nach Kreijger [22] .....	18
<b>Abbildung 2- 12:</b> Einfluss der Schlackenbasizität und des Eisengehalts [18].....	19
<b>Abbildung 2- 13:</b> Einfluss der Phosphor- und Siliziumgehalte [26] .....	22
<b>Abbildung 2- 14:</b> Einfluss des Mangangehalts [26].....	23
<b>Abbildung 2- 15:</b> Veränderung des Kohlenstoffgehalts und der Sauerstoffaktivität [31]..	24
<b>Abbildung 2- 16:</b> Verhältnis Mangan- / Kohlenstoffgehalt [31].....	24
<b>Abbildung 2- 17:</b> Veränderung des Phosphorgehalts und der Temperatur [31] .....	25
<b>Abbildung 2- 18:</b> Einfluss der Schlackenzusammensetzung [39] .....	27
<b>Abbildung 2- 19:</b> Einfluss der CO Bildungsrate [39] .....	27
<b>Abbildung 2- 20:</b> Einfluss der Temperatur auf die Geschwindigkeit [40] .....	28
<b>Abbildung 2- 21:</b> Verlauf der Lanzenhöhe [41] .....	29
<b>Abbildung 2- 22:</b> Einfluss der Lanzenhöhe auf die Eindringtiefe [43] .....	31
<b>Abbildung 2- 23:</b> Mögliche Strömungsverhältnisse [46].....	31

<b>Abbildung 2- 24:</b> Tropfenbildungsrate in Abhängigkeit der Lanzenhöhe [47] .....	32
<b>Abbildung 2- 25:</b> Veränderung der Kraft und der Durchmischungszeit [48] .....	33
<b>Abbildung 2- 26:</b> Brennfleckfläche für unterschiedliche Lanzen[49] .....	34
<b>Abbildung 2- 27:</b> Veränderung des Druckes mit geändertem Spreizwinkel [49].....	34
<b>Abbildung 2- 28:</b> Veränderung des Geschwindigkeitsfeldes [50] .....	35
<b>Abbildung 2- 29:</b> Veränderung der Brennfleckfläche mit geändertem Spreizwinkel [49].	36
<b>Abbildung 2- 30:</b> Einfluss der Sauerstoffdurchflussrate [43].....	37
<b>Abbildung 2- 31:</b> Einfluss der Sauerstoffdurchflussrate [53].....	37
<b>Abbildung 2- 32:</b> Einfluss der Sauerstoffdurchflussrate [54].....	38
<b>Abbildung 2- 33:</b> Einfluss der Konvertergeometrie auf die Durchmischungszeit [55] .....	39
<b>Abbildung 2- 34:</b> Einfluss der Spüleranordnung auf die Durchmischungszeit [56] .....	40
<b>Abbildung 2- 35:</b> Spüleranordnung bei Sanning Iron and Steel Co. [57] .....	40
<b>Abbildung 2- 36:</b> Bodenspülprofile [58].....	41
<b>Abbildung 2- 37:</b> Strömungsfeld in einem LD Konverter mit Bodenspülung [55].....	42
<b>Abbildung 2- 38:</b> Bildung eines Überschallstrahls [4] .....	45
<b>Abbildung 2- 39:</b> Ausbreitung des Strahls [38] .....	45
<b>Abbildung 2- 40:</b> Skizze des Ellipsenschnitts .....	46
<b>Abbildung 2- 41:</b> Ausbreitung des Sauerstoffstrahls [49].....	47
<b>Abbildung 2- 42:</b> Brennfleckform nach k-ε Modellen [59] .....	47
<b>Abbildung 3- 1:</b> Zustellzeichnungen.....	52
<b>Abbildung 3- 2:</b> Prinzipieller Versuchsablauf .....	55
<b>Abbildung 3- 3:</b> Stahlprobennachbearbeitung .....	56
<b>Abbildung 3- 4:</b> Schlackenprobennahme .....	57
<b>Abbildung 3- 5:</b> Schematischer Ablauf der Versuchsserie I.....	59
<b>Abbildung 3- 6:</b> Schematischer Ablauf der Versuchsserie II.....	60
<b>Abbildung 3- 7:</b> Schematische Darstellung der unterschiedlichen Austrittswinkel.....	61
<b>Abbildung 3- 8:</b> Schematischer Ablauf der Versuchsserie IV .....	62
<b>Abbildung 3- 9:</b> Schematischer Ablauf der Versuchsserie V .....	63
<b>Abbildung 3- 10:</b> Schematischer Ablauf der Versuchsserie VI .....	64
<b>Abbildung 4- 1:</b> Einfluss des Phosphorgehalts des Roheisens .....	70
<b>Abbildung 4- 2:</b> Einfluss der Rohstahlzusammensetzung .....	71
<b>Abbildung 4- 3:</b> Einfluss der Schlackenzusammensetzung .....	73
<b>Abbildung 4- 4:</b> Einfluss der Abstichtemperatur.....	73
<b>Abbildung 4- 5:</b> Zielerreichung Mangan.....	74

<b>Abbildung 4- 6:</b> Zielerreichung Kohlenstoff.....	75
<b>Abbildung 4- 7:</b> Zielerreichung Phosphor .....	75
<b>Abbildung 4- 8:</b> Zielerreichung Schwefel .....	76
<b>Abbildung 4- 9:</b> Auswurfverhalten in der Reise 33.....	77
<b>Abbildung 4- 10:</b> Phosphorgehalt im Roheisen .....	82
<b>Abbildung 4- 11:</b> Phosphorgehalt im Rohstahl .....	82
<b>Abbildung 4- 12:</b> Eisengehalt der Schlacke .....	83
<b>Abbildung 4- 13:</b> Basizität der Schlacke .....	83
<b>Abbildung 4- 14:</b> Kalksatz .....	84
<b>Abbildung 4- 15:</b> Abstichtemperatur .....	84
<b>Abbildung 4- 16:</b> Schwefelgehalt .....	85
<b>Abbildung 4- 17:</b> Phosphorgehalt im Rohstahl .....	90
<b>Abbildung 4- 18:</b> Eisengehalt der Schlacke .....	90
<b>Abbildung 4- 19:</b> Basizität der Schlacke .....	91
<b>Abbildung 4- 20:</b> Kalksatz .....	91
<b>Abbildung 4- 21:</b> Phosphorgehalt im Roheisen .....	92
<b>Abbildung 4- 22:</b> Abstichtemperatur .....	92
<b>Abbildung 4- 23:</b> Schwefelgehalt .....	93
<b>Abbildung 4- 24:</b> Phosphorgehalt .....	98
<b>Abbildung 4- 25:</b> MgO Gehalt .....	98
<b>Abbildung 4- 26:</b> Schwefelgehalt .....	99
<b>Abbildung 4- 27:</b> Eisengehalt der Schlacke .....	99
<b>Abbildung 4- 28:</b> Veränderung des Mangangehalts durch 142 sec Nachspülen.....	101
<b>Abbildung 4- 29:</b> Veränderung des Phosphorgehalts durch 142 sec Nachspülen .....	101
<b>Abbildung 4- 30:</b> Veränderung des Schwefelgehalts durch 142 sec Nachspülen .....	102
<b>Abbildung 4- 31:</b> Veränderung der Temperatur durch 142 sec Nachspülen .....	102
<b>Abbildung 4- 32:</b> Veränderung der Sauerstoffaktivität durch 142 sec Nachspülen .....	103
<b>Abbildung 4- 33:</b> Veränderung des Stickstoffgehalts durch 142 sec Nachspülen .....	103
<b>Abbildung 4- 34:</b> Veränderung der Durchmischungsleistung .....	107
<b>Abbildung 4- 35:</b> Errechneter Phosphorgehalt.....	110
<b>Abbildung 4- 36:</b> Verhältnis Berennfleckfläche – Badspiegelfläche.....	111

---

## Tabellenverzeichnis

<b>Tabelle 2- 1</b> Modellbeziehungen nach Attarpur Modjarrad [9] .....	6
<b>Tabelle 2- 2</b> Modellbeziehungen nach Horak [10].....	7
<b>Tabelle 2- 3</b> Reaktionsenthalpien [19].....	20
<b>Tabelle 2- 4</b> Wahl der Lanzenhöhe nach Korja [62].....	49
<b>Tabelle 3- 1:</b> Informationen zu den Basisdaten .....	51
<b>Tabelle 3- 2:</b> Kennzahlen .....	53
<b>Tabelle 3- 3:</b> Kriterien zur Datenfilterung .....	54
<b>Tabelle 3- 4:</b> Randbedingungen bei den Versuchen.....	58
<b>Tabelle 4- 1:</b> Zielanalyse der untersuchten Werksmarke 30A004M10Z8Z12TISI2#S .....	67
<b>Tabelle 4- 2:</b> Mittelwerte und Standardabweichungen.....	68
<b>Tabelle 4- 3:</b> Verteilungen.....	69
<b>Tabelle 4- 4:</b> Auswurfkategorien .....	77
<b>Tabelle 4- 5:</b> Mittelwerte und Standardabweichungen.....	79
<b>Tabelle 4- 6:</b> Verteilungen.....	80
<b>Tabelle 4- 7:</b> Zusammenfassung der Ergebnisse .....	81
<b>Tabelle 4- 8:</b> Mittelwerte und Standardabweichungen.....	87
<b>Tabelle 4- 9:</b> Verteilungen.....	88
<b>Tabelle 4- 10:</b> Zusammenfassung der Ergebnisse .....	89
<b>Tabelle 4- 11:</b> Mittelwerte und Standardabweichungen.....	95
<b>Tabelle 4- 12:</b> Verteilungen.....	96
<b>Tabelle 4- 13:</b> Zusammenfassung der Ergebnisse .....	97

<b>Tabelle 4- 14:</b> Zielanalyse der untersuchten Werksmarke 33H3M154Z8Z1NBTICR#E .	100
<b>Tabelle 4- 15:</b> Gradienten .....	104
<b>Tabelle 4- 16:</b> Veränderungen .....	105
<b>Tabelle 4- 17:</b> Randbedingungen für die Berechnungen .....	106
<b>Tabelle 4- 18:</b> Regressionskoeffizienten, Konstanten und Korrelationskoeffizienten .....	108
<b>Tabelle 4- 19:</b> Parameter für den Vergleich .....	109
<b>Tabelle 4- 20:</b> Randbedingungen für die Berechnung .....	112

# 1 Aufgabenstellung und Aufbau

Seit 1990 sind die drei Konverter des LD3 Stahlwerks der voestalpine Stahl Linz GmbH in Betrieb. Um auf lange Sicht die geforderten Rohstahltonnagen produzieren zu können bzw. Kosten zu senken, werden seit Mai 2009 alle Konverter ersetzt. Es kommen größere Tiegelgefäße zum Einsatz, wodurch das Abstichgewicht von ca. 160 t auf ca. 177 t gesteigert werden soll. Durch diese Modernisierung ergeben sich geänderte Gefäßgeometrien, an welche der Blaseprozess angepasst werden muss.

Ziel und Aufgabe dieser Arbeit ist es, erste Erfahrungen mit der geänderten Konvertergeometrie während der Reise 1 des neuen Konverters 8 zu sammeln, sowie durch gezielte Versuche Möglichkeiten zur Optimierung aufzuzeigen.

Der Arbeit werden im Abschnitt 2 theoretische Grundlagen vorangestellt, in denen kurz die geschichtliche Entwicklung der Konvertergröße umrissen wird, die Grundlagen der Konverterdimensionierung festgehalten werden, die Metallurgie des LD Prozesses beschrieben sowie Einflussgrößen auf die Reaktionsabläufe geklärt werden. Dieses Kapitel wird durch die mathematischen Grundlagen, welche für Berechnungen benötigt werden, abgerundet.

Die Situation der voestalpine Stahl Linz GmbH wird zu Beginn des Kapitels 3 „Praktischer Teil“ beschrieben. Des Weiteren befinden sich in diesem Teil die Vorgehensweise bei der Erfassung des Ist – Zustandes sowie die detaillierten Beschreibungen der einzelnen Versuchsdurchführungen.

Im Hauptteil, Abschnitt 4 „Ergebnisse“, wird die Vorgehensweise bei der Ergebnisauswertung beschrieben und die daraus gewonnenen Erkenntnisse aufgezeigt. Abschließend sind theoretische Berechnungen angeführt.

## 2 Theoretische Grundlagen

### 2.1 Geschichtlicher Rückblick

Im Jahre 1950 begann mit dem LD Verfahren eine neue Epoche in der Stahlherstellung.

Die Vorteile dieses Verfahrens im Vergleich zum Thomas- bzw. Siemens – Martin – Verfahren sind die verbesserte Stahlqualität, die geringeren Verfahrenskosten sowie die verringerte Umweltbelastung, wodurch die beiden anderen Verfahren relativ schnell vom Markt verdrängt wurden. In der weiteren Entwicklungsgeschichte dieses Verfahrens konnten unter anderem durch folgende Technologien weitere Verbesserungen erzielt werden:

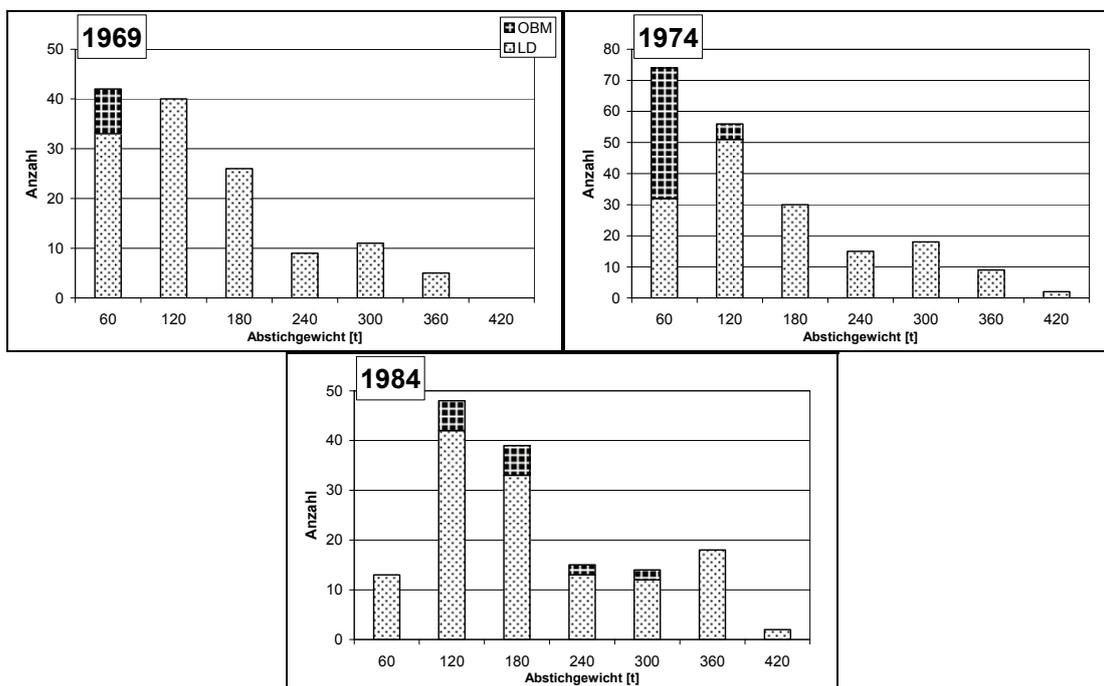
[1, 2]

- Bodenspülung mit Inertgasen, um die Durchmischung zu verbessern und damit schnellere und effektivere Reaktionsabläufe zu erhalten.
- Subblanzentechnologie mit verbundener Prozessautomatisierung, um die Prozessstabilität zu erhöhen.
- Schlackenstopper zur Vermeidung von Mitlaufschlacke (Rückphosphorung ...), um den Reinheitsgrad zu verbessern. [2]

Aufgrund der höheren Produktivität des LD Verfahrens, mussten vor- und nachgeschaltete Prozesse bzw. Anlagen wie zum Beispiel Sinter-, Hochofen- oder Stranggießprozess angepasst werden, um die gesteigerte Produktivität erreichen bzw. verarbeiten zu können. [1]

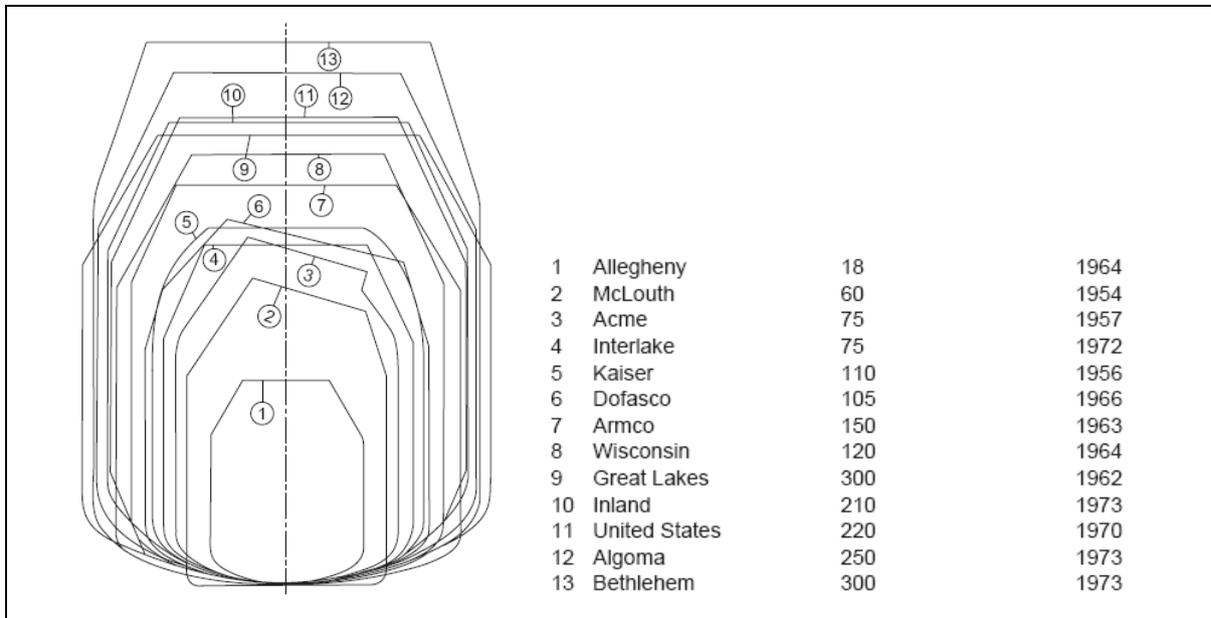
Doch nicht nur die vor- und nachgeschalteten Anlagen erfuhren eine Kapazitätssteigerung, auch das Konvertervolumen und damit das Abstichgewicht wurden kontinuierlich erhöht. **Abbildung 2- 1** zeigt die Veränderung der Abstichgewichte von LD bzw. OBM Konvertern in den Jahren 1969 bis 1984 in Europa. Im Jahre 1969 waren hauptsächlich LD Konverter mit einem Abstichgewicht kleiner 180 t in Betrieb. Durch die Erfindung des OBM Verfahrens im Jahre 1967 konnte bis 1974 der OBM Konverter Anteil deutlich gesteigert werden. Es befanden sich 154 LD Konverter und 47 OBM Konverter in Betrieb, wobei die Anzahl an Großkonvertern bereits angestiegen war. Im Jahre 1984 hatten bereits ca. 20 % aller Konverter in Europa ein Abstichgewicht größer 300 t. [3]

Beim OBM Verfahren wird Sauerstoff durch Bodendüsen in den Konverter eingeblasen. Die Konvertergeometrie von OBM Gefäßen ist im Vergleich zu LD Konvertern leicht verändert. Aufgrund der geringeren Schaum Schlackenbildung beim OBM Prozess wird das Höhe zu Durchmesser Verhältnis verringert. Dadurch steigt der Konverterdurchmesser an, wodurch eine bessere Durchmischung der Schmelze erreicht wird. Des Weiteren sinkt der Feuerfestverbrauch ab. [18]



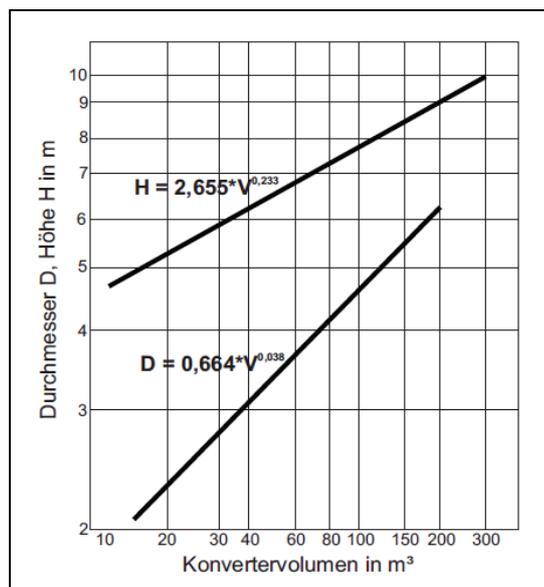
**Abbildung 2- 1:** Veränderung des Abstichgewichtes in Europa [3]

Ähnliche Trends konnten in Nordamerika beobachtet werden. In **Abbildung 2- 2** sind die Veränderungen der Konvertergröße und des Abstichgewichts in den Jahren 1954 bis 1973 dargestellt. In knapp 20 Jahren stieg das Abstichgewicht von 60 t auf 300 t, dies entspricht einer Zunahme um 500 %. [4]



**Abbildung 2- 2:** Veränderung der Konvertergröße in Nordamerika [4]

Mit dem gesteigerten Konvertervolumen hat sich auch die Tiegelform verändert. In **Abbildung 2- 3** ist die Entwicklung der Konverterhöhe bzw. des Konverterdurchmessers angeführt. Mit steigender Gefäßgröße nähern sich Höhe und Durchmesser an, wodurch sich eine kugelhähnliche Gefäßform ergibt. [5]



**Abbildung 2- 3:** Konverterhöhen und Durchmesser [5]

Laut Siemens VAI – einer der größten Anlagenbauer weltweit – können zurzeit Konverterkapazitäten von 357 t und mehr realisiert werden. [6] Limitierende Größen sind die zunehmenden statischen und dynamischen Belastungen, Kapazitäten der vor- und nachgeschalteten Anlagen bzw. Gefäße sowie lokale Gegebenheiten wie z.B. der Platzbedarf.

## 2.2 Konverterdimensionierung

Für die Auslegung von Convertern gibt es keine Norm; jedoch kann zwischen metallurgischen und mechanisch – thermischen Auslegungsparametern unterschieden werden. [7]

### 2.2.1 Metallurgische Auslegungsparameter

Eine Veränderung des Konvertervolumens, führt zu keinen wesentlichen Änderungen im chemischen Prozessablauf. Um die geforderten metallurgischen Zielvorgaben jedoch zu erreichen, sind wesentliche Parameter wie zum Beispiel Baddurchmesser, Badspiegelhöhe, Lanzenhöhe und Sauerstoffdurchflussmenge auf das Konvertervolumen bzw. die Konverterkapazität abzustimmen. [8]

Das Konvertervolumen ist zu maximieren, um einen möglichst großen Reaktionsraum zu erreichen. Als Kenngröße dient das spezifische Volumen, welches in **Formel 2-1** definiert ist. In der Praxis soll dieser Kennwert zwischen 0,8 und 1 liegen. [5]

$$V_{\text{spezifisch}} = \frac{\text{Konvertervolumen}}{\text{Abstichgewicht}} \quad (2-1)$$

Laut Attarpur Modjarrad können exponentielle Beziehungen für die Konverterdimensionierung aufgestellt werden (vgl. dazu **Tabelle 2- 1**). Diese Formeln beruhen auf Daten von acht Tiegeln. Die letzten Terme in den Formeln stellen jeweils den Streubereich dar; d.h.  $\pm 1$  sind die Hochzahlen 1 bzw. -1 für die obere bzw. untere Schranke. In den Berechnungen wurden folgende Größen berücksichtigt, wobei die Werte in Klammer das Minimum bzw. das Maximum darstellen:

- Konverterkapazität (30 bis 300 t),
- Konvertervolumen (25 bis 250 m<sup>3</sup>)
- Badspiegeldurchmesser (2,564 bis 6,704 m),
- Düsendurchmesser (2,5 bis 5,84 cm),
- Düsenanzahl (2, 3 und 4 Lochlanzen)
- Lanzenhöhe in der letzten Blasestellung (80 bis 200 cm)
- Sauerstoffdurchflussmenge (118 bis 800 Nm<sup>3</sup>/min)
- spezifischer Sauerstoffverbrauch (40 bis 53 Nm<sup>3</sup>/t Stahl) sowie
- Sauerstoffdruck (11 bis 12 bar). [9]

**Tabelle 2- 1** Modellbeziehungen nach Attarpur Modjarrad [9]

Parameter	Funktion
Badspiegeldurchmesser B [m]	$B = 0,64 * T^{0,4} * 1,06^{+/-1}$
Badspiegelhöhe H [m]	$H = 0,44 * T^{0,2} * 1,08^{+/-1}$
Lanzenhöhe x [m] (letzte Stellung)	$x = 0,202 * T^{0,4} * 1,08^{+/-1}$
Sauerstoffdurchflussmenge [m <sup>3</sup> /min]	$Q = 4,6 * T^{0,93} * 1,06^{+/-1}$

Die Regressionsrechnungen von Horak et al. zeigen, dass Tiegelabmessungen in Abhängigkeit des Chargengewichtes (in Tonnen) T beschrieben werden können (vgl. dazu **Tabelle 2- 2**). Mit steigendem Chargengewicht vergrößern sich die Durchmesser und die Höhen. Daraus ergeben sich Verringerungen der Verhältnisse Durchmesser zu Höhe. [10]

**Tabelle 2- 2** Modellbeziehungen nach Horak [10]

Parameter	Funktion
Mündungsdurchmesser [m]	$= 1,12 + 0,0089 * T$
Badspiegeldurchmesser [m]	$= 2,62 + 0,0147 * T$
Gefäßdurchmesser [m]	$= 4,41 + 0,0147 * T$
Badhöhe [m]	$= 0,922 + 0,00353 * T$
Nutzhöhe [m]	$= 6 + 0,0128 * T$
Gefäßhöhe [m]	$= 6,93 + 0,0135 * T$
Gefäßhöhe/Gefäßdurchmesser	$= 1,53 - 0,00105 * T$
Nutzhöhe/Badspiegeldurchmesser	$= 2,11 - 0,00279 * T$

Friedl et al. entwickeln – basierend auf Studien an über 100 Konvertern – Formeln zur Konverterdimensionierung. In diesen Berechnungen werden Konverterinnendurchmesser, Sauerstoffdurchfluss, Düsenanzahl und andere Einflussgrößen berücksichtigt. Damit wird belegt, dass Tiegelabmessungen, Düsenköpfe und Blaseparameter aufeinander abzustimmen sind. [10, 11]

## 2.2.2 Mechanisch – thermische Auslegungsparameter

### 2.2.2.1 Spannungen

Das Konvertereigengewicht, welches sich aus dem Stahlmantel und der feuerfesten Ausmauerung ergibt, verursacht statische Kräfte, die berücksichtigt werden müssen. Als Faustformel kann von ca. dem vier- bis fünffachen Nenngewicht der Schmelze ausgegangen werden.

Es ergeben sich auch dynamische Kräfte, die sich kontinuierlich während des Prozesses ändern. Als Beispiele können das ferrostatische Gewicht des Stahlbades oder die stoßenden Kräfte beim Chargieren angeführt werden.

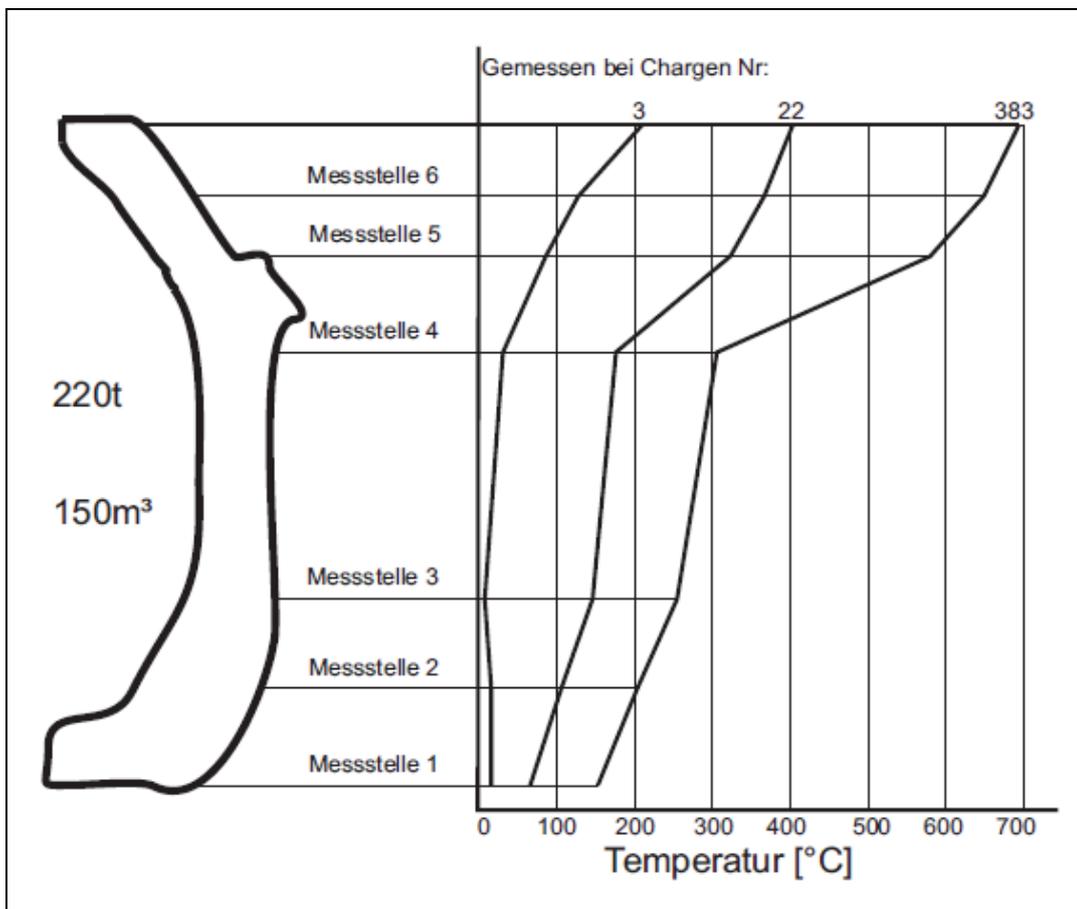
Diese statischen und dynamischen Kräfte verursachen Spannungen im Stahlpanzer des Konverters, die bei der Auslegung berücksichtigt werden müssen. [5, 7, 12]

### 2.2.2.2 Temperatur

Eine weitere Ursache für Spannungen liegt in der feuerfesten Ausmauerung. Mit zunehmender Temperatur dehnt sich das feuerfeste Material aus und es werden Druckspannungen in den Konverterpanzer induziert. Des Weiteren führt ein starker Temperaturgradient im Konvertermantel ebenfalls zu Temperaturspannungen.

In **Abbildung 2- 4** ist das Temperaturprofil eines 220 t Konverters dargestellt. Über die gesamte Konverterhöhe stellt sich ein Temperaturgradient von ca. 500 bis 600°C ein. Im Bereich des Tragrings (Messstellen 3 und 4) kommt es während der Konverterreise nur zu einem geringen Temperaturanstieg. Hingegen steigt im Mundbereich die Temperatur relativ stark an. Verursacht wird dies vor allem durch Wärmeabstrahlungen des Stahlbades und des Abgases sowie der Schaumslagge. [5, 7, 12]

Der Parameter Temperatur ist nicht nur als Grund für thermische Spannungen zu berücksichtigen sondern auch als ein Auslöser für Kriechprozesse. An Stellen, an denen das feuerfeste Material stark verschleißt, steigt die Temperatur im Stahlpanzer stärker an wodurch der Kriechmechanismus beschleunigt wird. [10]



**Abbildung 2- 4:** Temperaturprofil eines 220t Konverters [12]

Im Laufe der Lebensdauer eines Konverters kommt es aufgrund der vorhandenen Spannungen und Temperaturen zu Kriechverformungen. Diese Verformungen sind proportional zur Spannungsverteilung, und meistens erfolgt eine Ovalisierung des Gefäßes. [10]

### 2.2.3 Vorteile einer Konvertervergrößerung

Einige Stahlkonzerne – wie zum Beispiel Salzgitter Flachstahl GmbH oder voestalpine Stahl Donawitz GmbH – nahmen in den letzten Jahren Vergrößerungen ihrer Konverter vor. Im Jahre 2003 steigerte voestalpine Stahl Donawitz die Tiegelkapazität von 60 t auf 67 t (Konvertervolumen  $55\text{m}^3$ , spezifisches Volumen  $0,82\text{m}^3/\text{t}$ ). Salzgitter Flachstahl GmbH erhöhte das Konvertervolumen im Jahre 2007 um  $31\text{ m}^3$  auf  $175\text{ m}^3$ .

Dabei wurden folgende Vorteile erwartet bzw. auch beobachtet: [14, 15]

- Verbessertes Auswurfverhalten: Das vergrößerte Volumen führt zu weniger Auswürfen, wodurch die Prozessqualität verbessert wird.
- Höhere Lizenzenlebensdauer: Durch geringere Lizenzenverbärungen steigt die Lebensdauer an. Bei Salzgitter Flachstahl GmbH konnte einer Erhöhung um 44 Schmelzen erreicht werden.
- Geringere Eisenverluste: Die verringerte Neigung zu Auswürfen und die bessere Badhomogenisierung führen zu geringeren Eisenverlusten. Bei Salzgitter konnte eine Verbesserung um 0,1% erreicht werden.
- Verbesserte Abgasqualität: Salzgitter konnte den CO – Gehalt im Abgas um 4,4% steigern.
- Längere Lebensdauer des feuerfesten Materials: Bessere metallurgische Bedingungen (geringere Eisenverluste) führen zu längeren Haltbarkeiten des feuerfesten Materials. Trotz des höheren Konvertervolumens und dem damit verbundenen Mehrbedarf an Feuerfestmaterial, konnte Salzgitter die Ausmauerungskosten um 7% senken. [14,15]

## 2.2.4 Mögliche Probleme einer Konvertervergrößerung

Bei Erneuerung eines Tiegelgefäßes ist es wichtig, den Blaseprozess an die neue Gefäßgeometrie bzw. die veränderten Gegebenheiten anzupassen. Im Jahre 2000 erneuerten die Dillinger Hüttenwerke beide Konverter; das Volumen wurde von 126 m<sup>3</sup> auf 160 m<sup>3</sup> gesteigert. Jedoch wurden die Prozessmodelle bzw. Blaseparameter nicht angepasst, folglich konnten keine optimalen metallurgischen Ergebnisse erreicht werden. Es traten vor allem Probleme mit dem Phosphorgehalt auf. [16]

## 2.3 Metallurgie des LD Prozesses

### 2.3.1 Prozessablauf

Der LD Prozess ist mengenmäßig betrachtet das wichtigste Verfahren zur Rohstahlerzeugung. In Deutschland wurden im Jahre 2009 65% des Rohstahls über die Verfahrensvariante „Oxygen Steel“ hergestellt. Hingegen nur 35% wurden über das Elektrostahl Verfahren produziert. [68]

Es handelt sich dabei um einen diskontinuierlichen Prozess, bei dem Roheisen durch Aufblasen von Sauerstoff zu Stahl gefrischt wird. Unter Frischen versteht man das Entfernen von Kohlenstoff aus dem Metallbad. Weitere Ziele sind die Entfernung von Begleitelementen wie zum Beispiel Phosphor.

In **Abbildung 2- 5** sind die wichtigsten Prozessschritte dargestellt. Als Einsatzstoffe werden Roheisen, Schrott sowie Schlackenbildner wie zum Beispiel Kalk chargiert. Im weiteren Ablauf wird eine wassergekühlte Mehrlochlanze von oben in den Konverter eingefahren und Sauerstoff mit Überschallgeschwindigkeit auf das Schmelzbad aufgeblasen. Dies führt zu einer Vielzahl von chemischen Reaktionen, die im **Abschnitt 2.3.2** beschrieben werden. Während des Blaseprozesses werden Zuschlagstoffe wie zum Beispiel Magnesit oder Ferrosilizium zugegeben. Magnesit dient zum Schutz der feuerfesten Ausmauerung und Ferrosilizium wird als chemisches Heizmittel zugegeben, um die gewünschte Abstichttemperatur einstellen zu können. Des Weiteren wird durch Spülelemente im Boden ein Inertgas (Argon oder Stickstoff) geblasen, um die Baddurchmischung zu verbessern und damit die Reaktionskinetik zu erhöhen.

Ist die gewünschte Zusammensetzung bzw. Temperatur erreicht, fährt die Blaselanze aus dem Konverter. Es folgen Probenahme, eventuelle weitere Behandlungen (zum Beispiel Nachblasen) und schlussendlich der Abstich bzw. das Entleeren der Schlacke. [1]

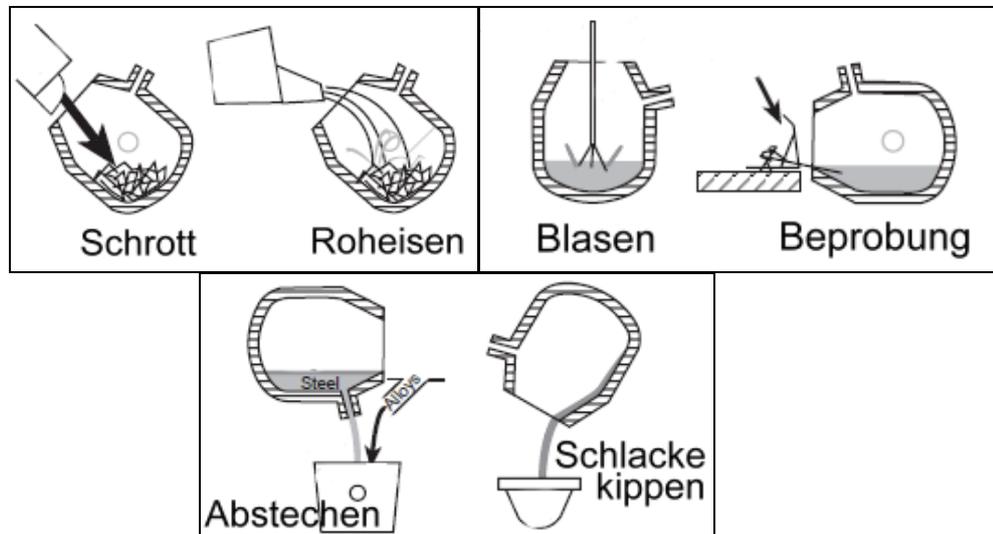


Abbildung 2- 5: Prozessschritte [4]

### 2.3.2 Reaktionsabläufe

Durch das Aufblasen von Sauerstoff kommt es zu einer Vielzahl von chemischen Reaktionen. Das Richardson Ellingham Diagramm (vgl. **Abbildung 2- 6**) beschreibt die Sauerstoffaffinität verschiedener Elemente in Abhängigkeit von Temperatur und Druck. Bei der Stahlherstellung kommt es zur Oxidation von den im Roheisen enthaltenen Anteilen von Kohlenstoff, Silizium Mangan und Phosphor. [17]

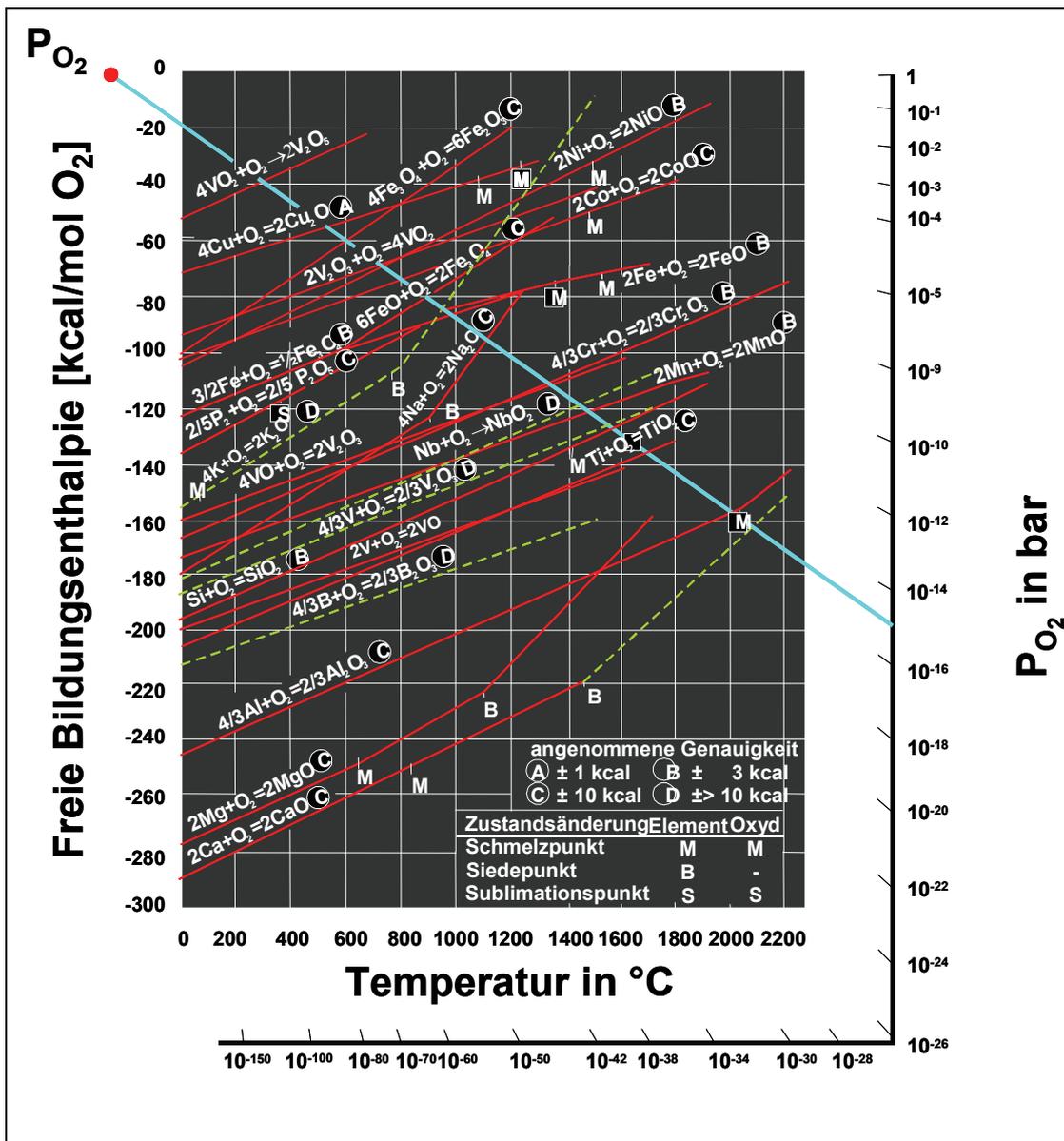
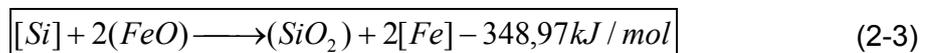
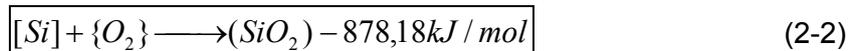


Abbildung 2- 6: Richardson Ellingham Diagramm [17]

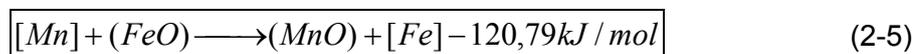
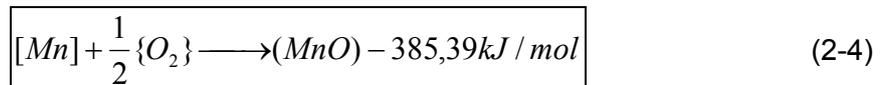
### 2.3.2.1 Silizium

Da Silizium die höchste Sauerstoffaffinität hat, kommt es von Beginn an zu einer relativ raschen Oxidation, welche nach **Formel 2-2** (Reaktion Metallbad – Sauerstoffstrahl) und **Formel 2-3** (Reaktion Metallbad – Schlacke) hauptsächlich im Brennfleck abläuft. Nach ca. 25% der Blasezeit ist das gesamte Silizium verschlackt (vgl. dazu **Abbildung 2-7**). [17, 18] (Anmerkung: Alle angeführten Reaktionsenthalpien in dieser Arbeit sind dem Werk [69] entnommen. Ein negatives Vorzeichen bedeutet, dass eine exotherme Reaktion vorliegt; ein positives Vorzeichen steht für eine endotherme Reaktion)

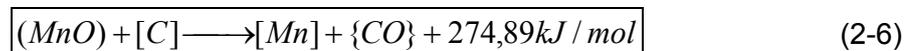


### 2.3.2.2 Mangan

Parallel zum Siliziumabbrand wird in den ersten Minuten Mangan nach **Formel 2-4** bzw. **Formel 2-5** verschlackt.



Ab ca. 25% der Blasezeit kommt es zu einer Rückreduktion des Mangans nach **Formel 2-6**. Da alle Oxidationsreaktionen stark exotherm verlaufen, steigt die Temperatur an. Ab ca. 1425°C ist CO stabiler als MnO, wodurch es zur Reduktion durch Kohlenstoff kommen kann. Dieser Anstieg des Mangangehalts wird als „Manganbuckel“ bezeichnet.

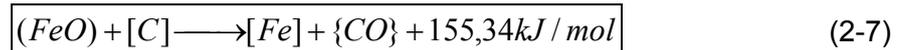


Gegen Blasende nimmt der Mangangehalt der Stahlschmelze wieder ab.

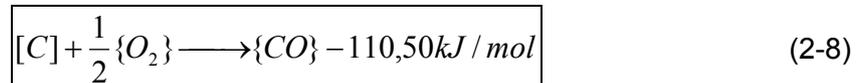
Zur Einstellung eines niedrigen Mangan – Endgehalts sind niedrige Kohlenstoffgehalte, geringe Manganeinträge, große Schlackenmengen, niedrige Temperaturen sowie geringe Schlackenbasizitäten vorteilhaft. [17, 18]

### 2.3.2.3 Kohlenstoff

Während des Silizium- und Manganabbrands verläuft die Entkohlungsreaktion noch relativ langsam. Erst ab ca. 25% der Blasezeit steigt die Entkohlungsrate an. Der auftreffende Sauerstoffstrahl schlägt Eisentropfen aus dem Bad heraus, die hauptsächlich mit dem FeO der Schlacke reagieren. So kommt es zu einer Entkohlung in der Schlacke, die nach **Formel 2-7** abläuft.



Das gebildete {CO} führt zum Aufschäumen der Schlacke. Etwa 2/3 der Entkohlung laufen nach diesem Reaktionsmechanismus ab; die restliche Entkohlung findet hauptsächlich im Brennfleck nach **Formel 2-8** statt.

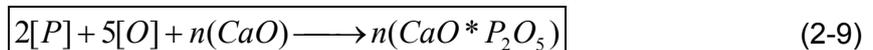


Gegen Ende des Blaseprozesses verarmt das Bad an Kohlenstoff, wodurch die Entkohlungsgeschwindigkeit sinkt und es zu einer verstärkten Oxidation des Eisens kommt. Durch das Ansteigen der FeO Gehalte kommt es nochmals zu einer starken Entphosphorung.

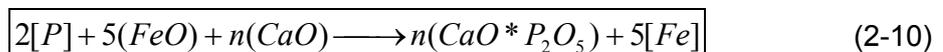
### 2.3.2.4 Phosphor

Phosphor gilt als Stahlschädling, da er zu Seigerungen führt bzw. die Zähigkeit stark vermindert. Aus diesen Gründen soll der Gehalt in den meisten Fällen möglichst weit abgesenkt werden.

Das Oxid ist thermodynamisch so instabil, dass es sofort wieder reduziert wird. Aus diesem Grund wird die Aktivität des Oxids durch Zugabe von beispielsweise Kalk gesenkt, sodass sich stabile Kalziumphosphate nach **Formel 2-9** bilden können. [18]



In der Praxis kommt es aber nicht zur Reaktion des Phosphors mit dem gelösten Sauerstoff, sondern als Oxidationsmittel wirkt Eisenoxid. Die Reaktion läuft nach **Formel 2-10** ab. [18]



In den ersten Minuten des Blasens kommt es zu einer guten Entphosphorung aufgrund einer raschen Schlackenbildung. Ab ca. 40 bis 70% der Blasezeit setzt wie bei Mangan eine Rückphosphorung ein, da die Schlacke an FeO verarmt. Begründet wird dies durch folgende Effekte: [18]

- Eisenoxide werden durch die starke Entkohlungsreaktion (vgl. dazu **Formel 2-7**) reduziert.
- Aufgrund der starken Kalkauflösung kommt es zu einem Verdünnungseffekt.

In **Abbildung 2- 7** und **Abbildung 2- 8** sind zusammenfassend die Veränderungen der Stahl- bzw. der Schlackenzusammensetzung in Abhängigkeit der aufgeblasenen Sauerstoffmenge dargestellt [17, 18]

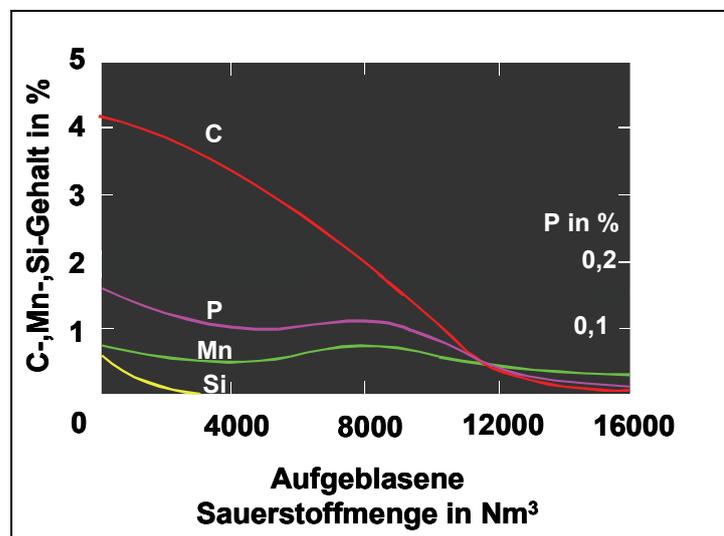


Abbildung 2- 7: Abbrand der Eisenbegleitelemente [17]

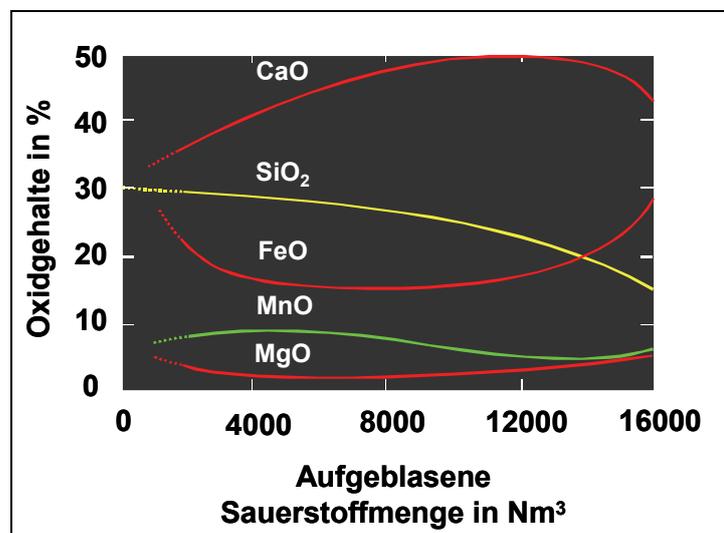
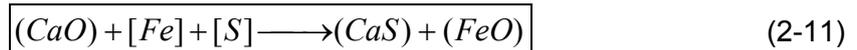


Abbildung 2- 8: Veränderung der Schlackenzusammensetzung [17]

### 2.3.2.5 Schwefel

Das Konverterverfahren ist nur sehr begrenzt zur Entschwefelung geeignet. Die Schlacke – Metall Reaktion, welche in **Formel 2-11** angeführt ist, stellt den wichtigsten Reaktionsmechanismus dar. Für eine gute Entschwefelung sind hohe Schlackenbasizitäten, geringe Eisenoxid – Gehalte der Schlacke sowie hohe Temperaturen anzustreben. [19]

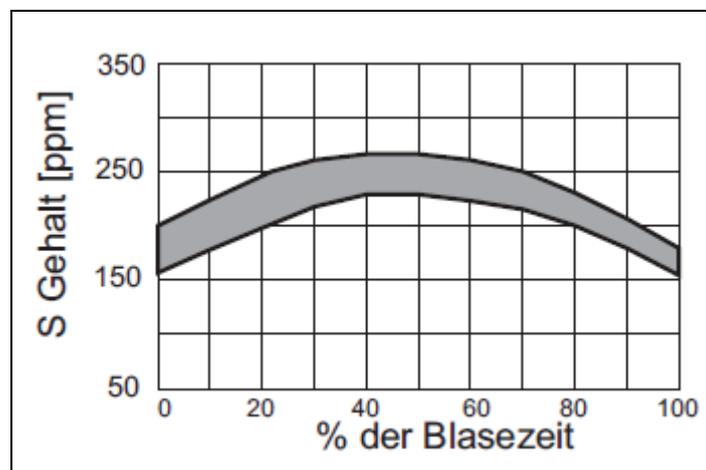


Ca. 15% bis 20% der Entschwefelung verlaufen direkt über die Reaktion von Schwefel mit Sauerstoff zu  $\text{SO}_2$  nach **Formel 2-12**.



Bis ca. 50% der Blasezeit kommt es zu einem Anstieg des Schwefelgehalts aufgrund der Schrottauflösung. Erst gegen Ende der Blasezeit erfolgt ein merklicher Schwefelabbau (vgl. dazu **Abbildung 2- 9**). [20]

Schwefel wird hauptsächlich über das Roheisen und den Schrott eingebracht. Durch eine Roheisenentschwefelung lassen sich heutzutage Schwefelgehalte von 20ppm und weniger erreichen. [4]

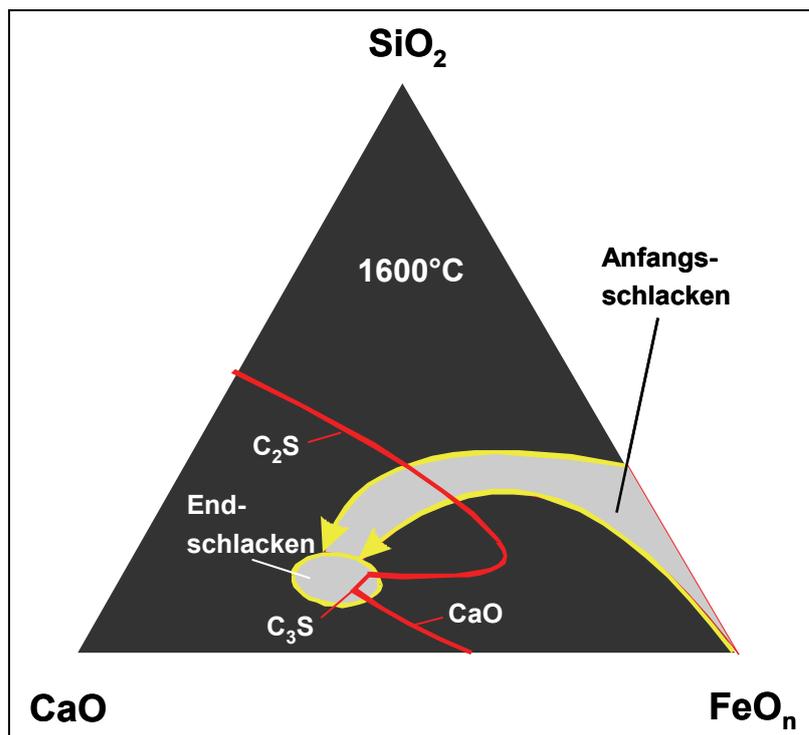


**Abbildung 2- 9:** Veränderung des Schwefelgehalts über die Blasezeit [20]

### 2.3.3 Einflussgrößen auf die Entphosphorung

#### 2.3.3.1 Schlacken

Um die Einflussgröße Schlacke verstehen zu können, muss näher auf die Schlackenbildung beim LD Prozess eingegangen werden, welche anhand des ternären Systems  $\text{CaO} - \text{SiO}_2 - \text{FeO}_n$  beschrieben werden kann (vgl. dazu **Abbildung 2- 10**). Etwa 85% der Schlacke besteht aus diesen drei Oxiden. [22]



**Abbildung 2- 10:** Ternäres System  $\text{CaO} - \text{SiO}_2 - \text{FeO}_n$  [17]

Zu Beginn des Blaseprozesses kommt es zur raschen Oxidation von Silizium, Mangan und Eisen. Die Schlackenzusammensetzung bewegt sich in den ersten Blaseminuten entlang des Zweistoffsystems  $\text{SiO}_2 - \text{FeO}$ , wobei die genaue Lage vom Siliziumeintrag abhängt. Die gebildeten Oxide wirken als Flussmittel und fördern somit die Kalkauflösung. Die Zusammensetzung der Schlacke verschiebt sich in Richtung der  $\text{CaO}$  Ecke; es kommt zur Bildung von Dikalziumsilikat ( $\text{C}_2\text{S}$ ). Kalksilikate scheiden sich aus, welche die Viskosität erhöhen. Ab ca. 25 % der Blasezeit tritt ein Aufschäumen der Schlacke ein; dieser Zustand soll möglichst lange andauern. Gegen Ende des Blasens kommt es, wie bereits beschrieben, zu einer erneuten Eisenverschlackung, wodurch sich die Schlackenzusammensetzung in Richtung der  $\text{FeO}_n$  Ecke bewegt.

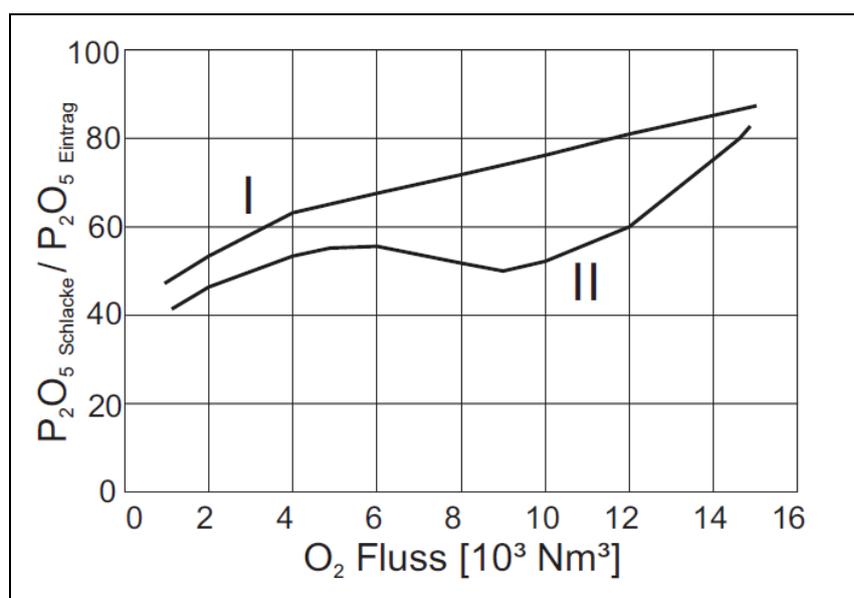
Endschlackenzusammensetzungen liegen im Bereich des Trikalziumsilikates ( $C_3S$ ). Typische Schlacken bestehen aus: 5 – 35 % FeO, 40 – 60 % CaO, 10 – 28 %  $SiO_2$ , 4 – 8 % MgO, 3 – 8 % MnO und 1 – 3 %  $P_2O_5$ . [17, 18]

Für eine optimale Entphosphorung soll der Schlackenweg so gewählt werden, dass hohe FeO und CaO Aktivitäten vorliegen. Hohe Aktivitäten verschieben das Gleichgewicht der Entphosphorungsreaktion (vgl. dazu **Formel 2-12**) auf die Produktseite. [18, 24]

Kreijger et al. führten Betriebsversuche in einem 300 t Konverter durch, um den Einfluss von Zugabemengen bzw. Zugabezeitpunkten auf die Schlackenbildung und damit auf die Entphosphorung klären zu können.

In Versuchsserie I wurden nach dem Chargieren von Roheisen und Schrott 4 t LD Schlacke zugegeben. Nach Blasebeginn bzw. Zündung wurden 13 t Kalk in einem Schritt zugeführt. Bei Versuchsserie II erfolgte hingegen nach dem Chargieren von Schrott und Roheisen die Zugabe von 2 t LD Schlacke. Nach Zündung wurde Kalk in mehreren Schritten zugegeben. Die Versuchsschmelzen wurden über die Blasezeit hinweg beprobt.

In **Abbildung 2- 11** ist die Veränderung der Entphosphorung – ausgedrückt als Verhältnis des  $P_2O_5$  Gehalts der Schlacke zum gesamten  $P_2O_5$  Eintrag – dargestellt. In Versuchsserie I kommt es zu einer kontinuierlichen Entphosphorung. Hingegen wird bei Versuchsserie II die Entphosphorung gehemmt. Kreijger et al. sehen die Begründung für dieses Verhalten in der Kinetik, da bei Versuchsserie II eine geringere Reaktionsoberfläche vorhanden ist. [22]

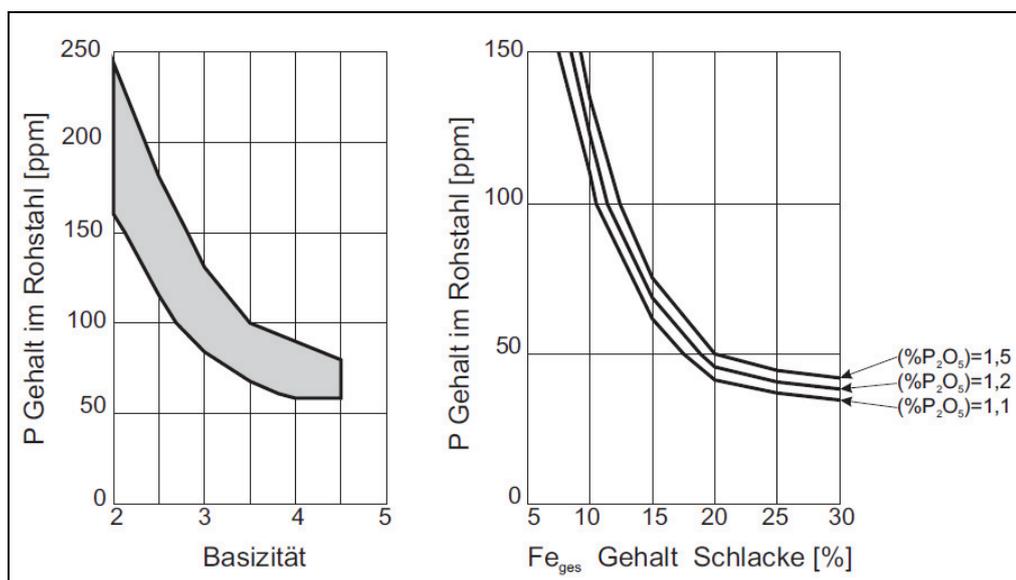


**Abbildung 2- 11:** Veränderung der Entphosphorung nach Kreijger [22]

Schlacken führen zu einem Verschleiß der feuerfesten Ausmauerung. Um diese zu schützen soll eine MgO gesättigte Schlacke vorliegen, wobei der Sättigungsgrad unter anderem von der Schlackenzusammensetzung bzw. Temperatur abhängig ist. Die MgO Gehalte wirken sich jedoch negativ auf die Entphosphorung aus, da die Schlackenviskosität mit erhöhtem MgO Gehalt ansteigt, wodurch schlechtere kinetische Bedingungen vorliegen. [17, 23]

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass für eine gute Entphosphorung folgende Bedingungen anzustreben sind:

- FeO und CaO Aktivität: Hohe FeO und CaO Aktivitäten bzw. Gehalte (vgl. **Abbildung 2- 12**) verschieben das Gleichgewicht der Entphosphorungsreaktion auf die Produktseite.
- Schlackenbasizität: Eine hohe Schlackenbasizität führt zu einer hohen CaO Aktivität. (vgl. **Abbildung 2- 12**)
- P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> Gehalte der Schlacke: Niedrige P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> Gehalte der Schlacke sind gleichbedeutend mit einem geringen Phosphoreintrag. (vgl. **Abbildung 2- 12**)
- MgO Gehalt der Schlacke: Aus kinetischen Gründen (wie bereits oben erwähnt) ist ein geringer MgO Gehalt der Schlacke anzustreben.
- Schlackenmenge: Eine große Schlackenmenge erhöht die Reaktionsoberfläche bzw. die Aufnahmekapazität der Schlacke und wirkt sich somit positiv auf die Reaktionskinetik aus. [18, 24]



**Abbildung 2- 12:** Einfluss der Schlackenbasizität und des Eisengehalts [18]

### 2.3.3.2 Temperatur

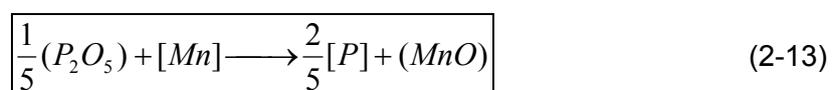
Der Einfluss der Temperatur kann anhand der freien Enthalpie beurteilt werden. In **Tabelle 2- 3** sind mögliche Reaktionen des Phosphors und die dazu gehörigen freien Reaktionsenthalpien in Abhängigkeit der Temperatur angeführt. Bei 1600°C sind alle Reaktionsenthalpien negativ; dies bedeutet dass die Reaktionen spontan und exogen ablaufen. Bei einer Temperaturreduktion erniedrigt sich die freie Enthalpie, wodurch die Triebkraft für die Phosphoroxidation noch weiter zunimmt. Jedoch sind beim Konverterprozess alle Oxidationsreaktionen exotherm, folglich steigt die Temperatur kontinuierlich an. [19]

**Tabelle 2- 3** Reaktionsenthalpien [19]

Reaktion	Freie Reaktionsenthalpie [J/(mol*K)]
Reaktion des P mit dem Sauerstoffstrahl $\frac{4}{5}[P] + \{O_2\} \longrightarrow \frac{2}{5}(P_2O_5)$	$\Delta G = -18,836 + 175 * T$
Reaktion des P mit gelöstem Sauerstoff $\frac{4}{5}[P] + 2[O] \longrightarrow \frac{2}{5}(P_2O_5)$	$\Delta G = -384,953 + 170,24 * T$
Reaktion des P mit FeO der Schlacke $\frac{4}{5}[P] + 2(FeO) \longrightarrow \frac{2}{5}(P_2O_5)$	$\Delta G = -142,944 + 65,48 * T$

### 2.3.3.3 Rohstahlzusammensetzung

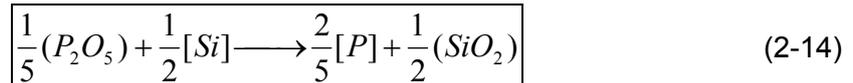
Die Manganabhängigkeit des Phosphorgehalts kann über die Querreaktion von  $P_2O_5$  mit Mangan nach **Formel 2-13** beschrieben werden. Bei hohen Mangangehalten im Stahlbad, verschiebt sich das Gleichgewicht der Reaktion. Um geringe Phosphorgehalte einstellen zu können, sind somit niedrige Mangangehalte günstig. [25]



Ursachen für den Einfluss von Mangan sind:

- Der MnO Gehalt der Schlacke beeinflusst die FeO Aktivität.
- Der Mangangehalt des Stahls beeinflusst die Phosphoraktivität. [53]

Eine ähnliche Querreaktion kann für Silizium aufgestellt werden (vgl. dazu **Formel 2-14**). [53]



Der Einfluss des Kohlenstoffgehalts des Stahlbades wird aus **Abbildung 2- 7** und **Abbildung 2- 8** klar. Zu Blasende verarmt die Stahlschmelze an Kohlenstoff, wodurch es zu einer starken Eisenoxidation kommt. [17, 18]

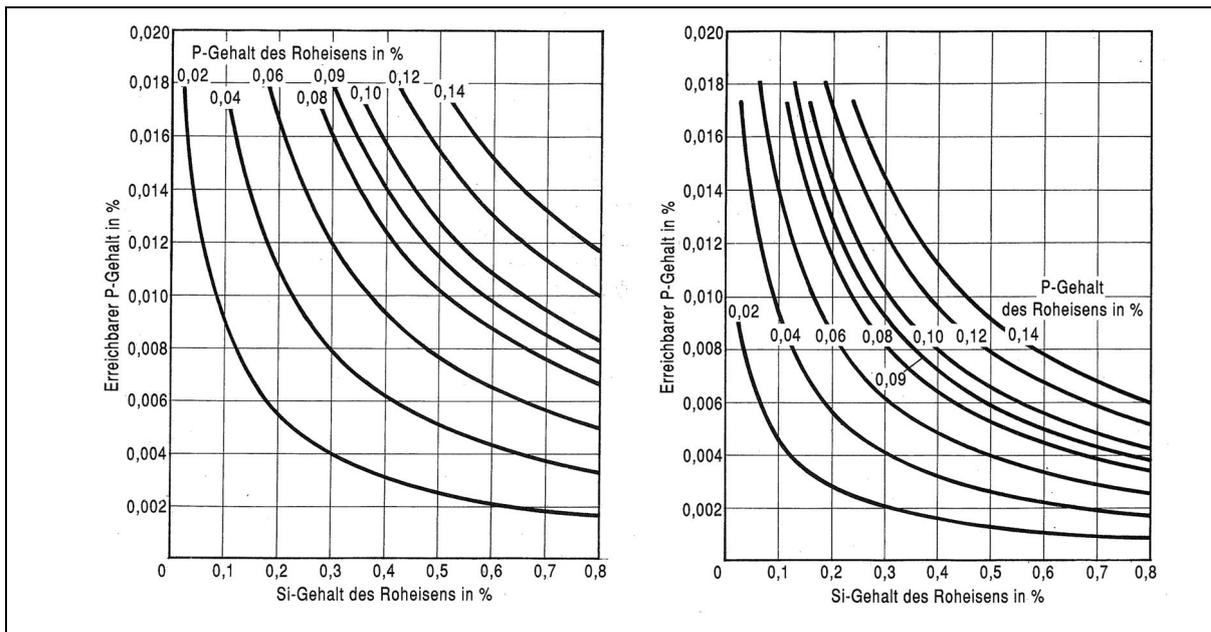
#### 2.3.3.4 Roheisenzusammensetzung

Vor allem die Phosphor-, Silizium- und Mangangehalte des Roheisens haben Einfluss auf die Entphosphorung im Konverter.

Um einen niedrigen Phosphorgehalt zu Blasende einstellen zu können, ist ein niedriger Phosphoreintrag durch das Roheisen anzustreben. Der Entphosphorungsgrad lässt sich nach **Formel 2-15** berechnen, dabei werden der Phosphorgehalt im Rohstahl und der Phosphorgehalt des Roheisens in Relation gesetzt. [21, 26]

$$\boxed{n_P = 1 - \frac{\%P_{Rohstahl}}{\%P_{Roheisen}}} \quad (2-15)$$

Der Einfluss des Siliziumgehalts des Roheisens ist eng mit dem Kalksatz verbunden. Für eine gute Entphosphorung soll eine kalkgesättigte Endschlacke vorliegen. Steigt der Siliziumgehalt des Roheisens an, so sind bei konstantem Eisengehalt der Schlacke höhere Kalksätze notwendig. Diese führen zu einer gesteigerten Schlackenmenge, die positiv auf die Entphosphorung wirkt. In **Abbildung 2- 13** ist dieser Zusammenhang für unterschiedliche Eisengehalte der Schlacke dargestellt. [26]



**Abbildung 2- 13:** Einfluss der Phosphor- und Siliziumgehalte [26]  
 (Links: 15% Eisen in der Schlacke, Rechts: 20% Eisen in der Schlacke)

Der Zusammenhang zwischen dem Phosphorgehalt des Rohstahls und dem Mangan- gehalt des Rohstahls bzw. des Roheisens ist in **Abbildung 2- 14** dargestellt. Die Kurven I und II symbolisieren einen unterschiedlichen Manganeintrag. In Fall I wird über das Roheisen und den Schrott 0,35 % bzw. 0,8 % Mangan eingebracht. Das Roheisen im Fall II hat den gleichen Gehalt wie im Fall I, jedoch ist der Mangangehalt des Schrotts mit 1,5 % höher. Aus der Darstellung werden folgende Zusammenhänge klar:

- Mit steigendem Mangangehalt des Rohstahls steigt der Phosphorgehalt im selbigen an. Ein Anstieg des Mangangehalts im Rohstahl von 0,2 % auf 0,25 % würde den Phosphorgehalt von 50 ppm auf 100 ppm erhöhen (gültig für Kurve 2).
- Um den sich einstellenden Mangangehalt beurteilen zu können, ist der Manganeintrag zu berücksichtigen. Hohe Mangangehalte im Roheisen führen zu erhöhten Mangangehalten im Rohstahl, welche sich schlecht auf die Entphosphorung auswirken. (vgl. dazu **Formel 2-13**)
- Des Weiteren hat der Eisengehalt einen entscheidenden Einfluss auf die sich einstellenden Mangan- bzw. Phosphorgehalte. [26, 27]

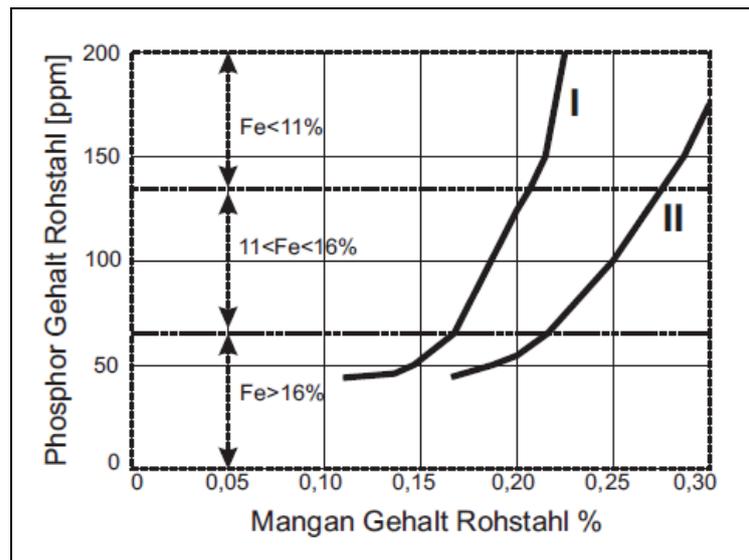


Abbildung 2- 14: Einfluss des Mangangehalts [26]

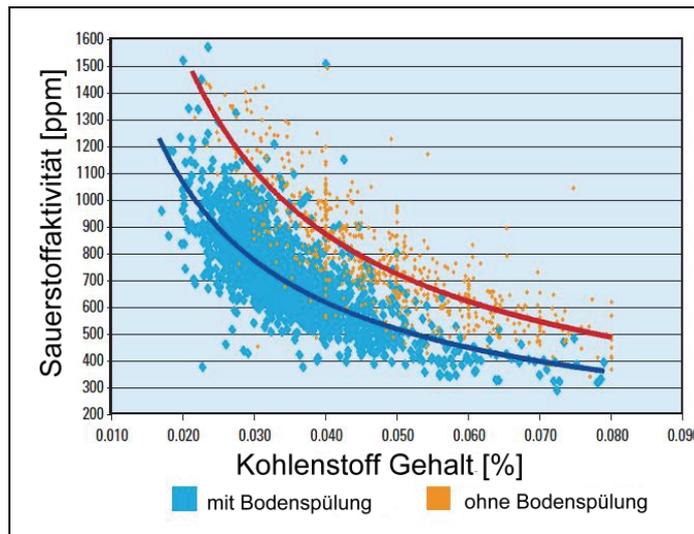
### 2.3.4 Einfluss des Nachspülens

Am Ende des Blaseprozesses herrschen Ungleichgewichte zwischen Sauerstoff und Kohlenstoff sowie zwischen Schlacke und Schmelze. Um dem Gleichgewicht näher zu kommen, kann eine Nachspülbehandlung durchgeführt werden. Dabei wird nach Blasende ein Inertgas (Argon oder Stickstoff) durch Spülsteine im Konverterboden in die Schmelze eingebracht. [28]

Argon ist in flüssigem Stahl nicht löslich bzw. führt zu keinen unerwünschten Reaktionen. Das Gas führt lediglich zu einer Durchmischung sowie zur Entfernung von Wasserstoff, Sauerstoff und Stickstoff. Im Gegensatz zu Argon wird Stickstoff gelöst. Stahl hat bei 1530°C eine Aufnahmefähigkeit von 380 ppm, wodurch es beim Spülen zum gewollten bzw. ungewollten Aufsticken der Schmelze nach **Formel 2-16** kommen kann. Oberflächenaktive Elemente wie zum Beispiel Schwefel oder Sauerstoff behindern die Stickstoffaufnahme. Daher sind tiefst entschwefelte bzw. vollberuhigte Stahlsorten anfälliger für eine Aufstickung. [29]



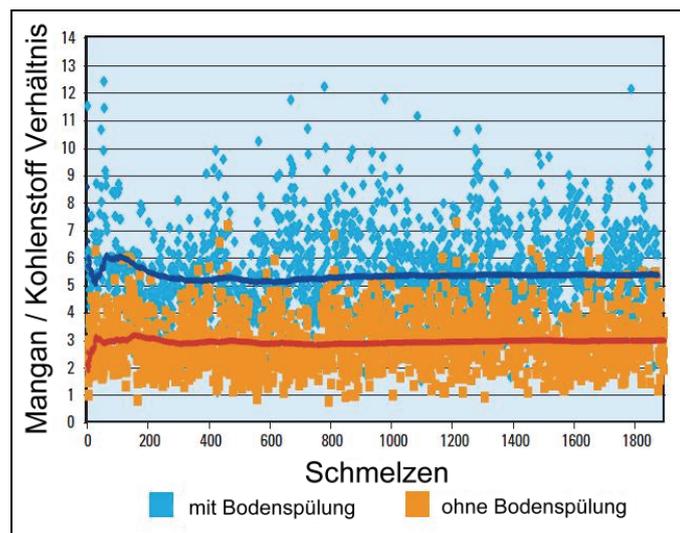
Das eingebrachte Spülgas führt zu einem Abbau des Kohlenstoffgehalts und der Sauerstoffaktivität, da aufgrund der Durchmischung der Schmelze die Reaktion des Kohlenstoffs mit Sauerstoff gefördert wird. (vgl. dazu **Abbildung 2- 15**) In weiterer Folge führen geringere Sauerstoffgehalte zu geringeren Zugaben an Desoxidationsmittel (wie zum Beispiel Aluminium), wodurch die Stahlreinheit verbessert wird. [30, 31, 32, 33]



**Abbildung 2- 15:** Veränderung des Kohlenstoffgehalts und der Sauerstoffaktivität [31]

Durch Nachspülen werden ebenfalls die Gehalte an Phosphor und Schwefel abgebaut, da die Aufnahmekapazität der Schlacke besser ausgenutzt wird. Des Weiteren wird die metallische Ausbringung gesteigert, da die Eisengehalte der Schlacke absinken bzw. die Mangangehalte des Stahlbades ansteigen (vgl. dazu **Abbildung 2- 16**). [30, 34]

Um die Temperatur auf den gewünschten Wert abzusenken, kann eine Nachspülphase erforderlich sein. In **Abbildung 2- 17** ist der Einfluss der Nachspüldauer auf den Phosphorgehalt bzw. die Temperatur nach Ergebnissen von Mittal Steel Newcastle (Südafrika) dargestellt. [31]



**Abbildung 2- 16:** Verhältnis Mangan- / Kohlenstoffgehalt [31]

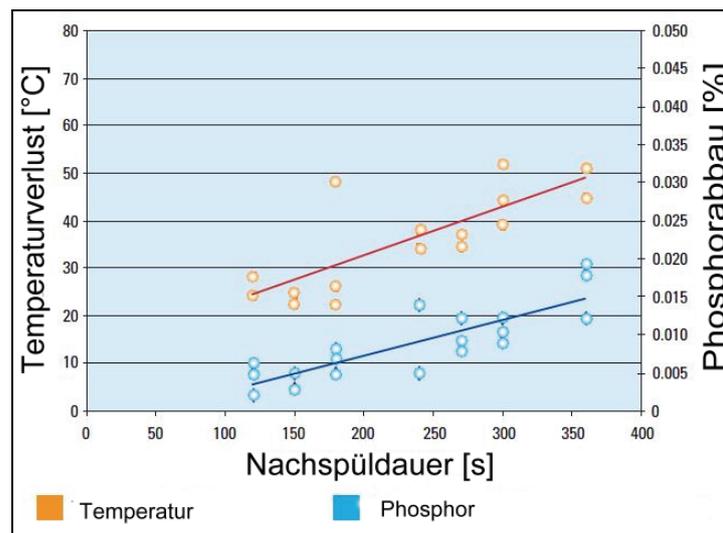


Abbildung 2- 17: Veränderung des Phosphorgehalts und der Temperatur [31]

## 2.4 Verfahrenstechnische Einflussgrößen auf den LD Prozess

Die wesentlichsten verfahrenstechnischen Einflussgrößen auf den Blaseprozess bilden die Sauerstofflanze sowie die Bodenspülung.

Die Blaselanze dient zum Heranführen und Aufblasen des Sauerstoffes auf das Metallbad. Technisch gesehen bestehen Sauerstofflanzen aus korrosionsbeständigem warmfestem Stahl; an deren Spitze ein Düsenkopf aus Kupfer geschweißt ist. Heutzutage kommen nur noch Mehrlochlanzen zur Anwendung, da sie zu einer gleichmäßigeren Entkohlung führen. [35]

Für einen optimalen Prozessablauf ist es wichtig, dass sich möglichst rasch eine flüssige, eisenreiche Schlacke mit der richtigen Zusammensetzung einstellt, da diese für eine gute Entphosphorung benötigt wird. Bei Nichtvorhandensein dieser Schlacke fehlt der Puffer zur Aufnahme von Eisentropfen und es kann zu Verbärungen im Konvertermundbereich kommen. [36, 37]

Die Bildung dieser Schlacke wird im Wesentlichen von folgenden Einflussgrößen bestimmt, auf die in den nächsten Seiten detaillierter eingegangen wird: [38]

- Schlackenzusammensetzung und Temperatur
- Ausbreitung des Sauerstoffstrahls
- Eindringtiefe bzw. Fläche des Sauerstoffstrahls
- Bildungsrate von Metalltropfen
- Strömung von Metall, Schlacke und Gas

Kitamura et al. untersuchten, inwieweit die Schlackenzusammensetzung den Bildungsmechanismus einer reaktiven Schaumslagge beeinflusst. Bei ihren Experimenten wurden auf Eisen – Kohlenstoff Schmelzen unterschiedliche Mutterschlacken, aus dem System  $\text{CaO} - \text{SiO}_2 - \text{Al}_2\text{O}_3 - \text{P}_2\text{O}_5 - \text{TiO}_2 - \text{MnO} - \text{MgO} - \text{CaF}_2$ , aufgebracht und kontinuierlich FeO zugeführt, sodass es zum Aufschäumen der Schlacke kam. **Abbildung 2- 18** zeigt die Abhängigkeit der Schlackenhöhe von Basizität, Temperatur und Schlackenzusammensetzung. Dabei ist die Schlackenhöhe die Differenz zwischen Schaumslaggehöhe und Ausgangsschlackgehöhe vor der FeO Zugabe. Es zeigen sich folgende Ergebnisse:

- Es gibt eine optimale Basizität, bei der die Schlackenhöhe maximal wird. Bei höheren Basizitäten steigt die Viskosität der Schlackge aufgrund von festen Kalkausscheidungen an, wodurch die Schlackgehöhe abnimmt.
- Erhöhte Temperaturen führen zu einer Steigerung der Schlackgehöhe, insbesondere bei stärker basischen Schlacken, da mit gestiegenen Temperaturen die Aufnahmefähigkeit für feste Ausscheidungen zunimmt und somit die Viskosität absinkt. [39]

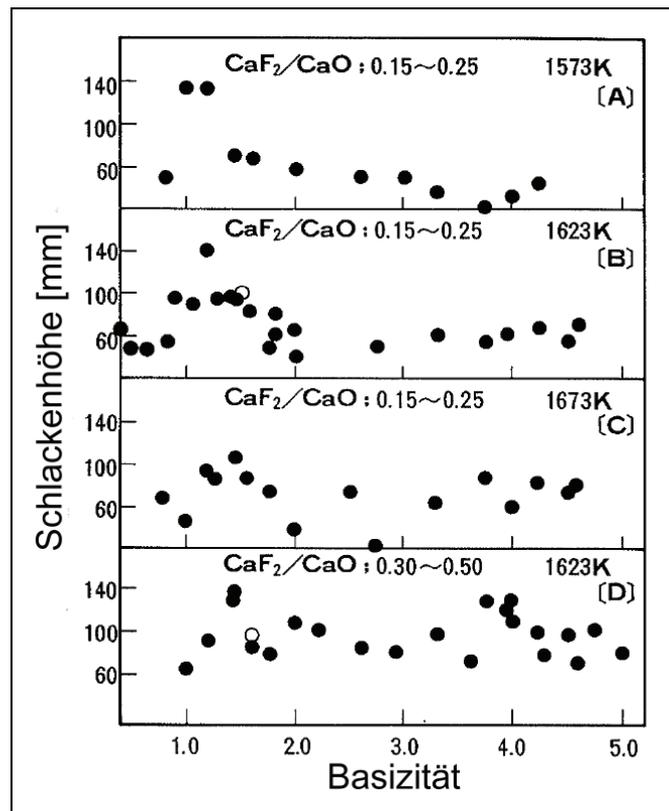


Abbildung 2-18: Einfluss der Schlackenzusammensetzung [39]

Laut Kitamura et al. ist die Schlackenhöhe von der CO Bildungsrate abhängig (vgl. dazu **Abbildung 2-19**). Trotz der gleichen FeO Zugabe (vgl. dazu Teilbild A) für die beiden Schlacken (schwarz und weiß) kommt es zu unterschiedlichen CO Bildungsraten (vgl. dazu Teilbild B). Dies bedeutet, dass die CO Bildungsrate von der Schlackenzusammensetzung abhängig ist. [39]

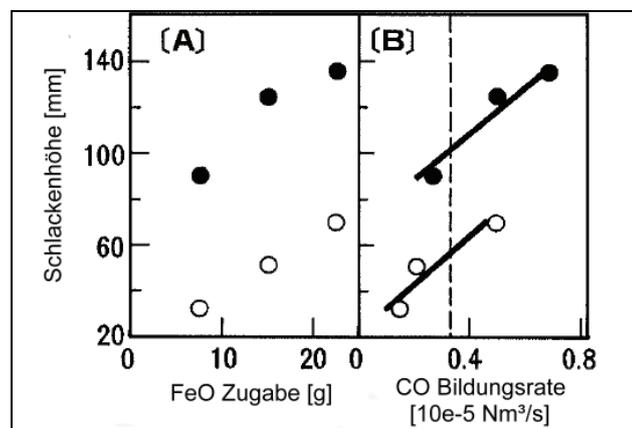
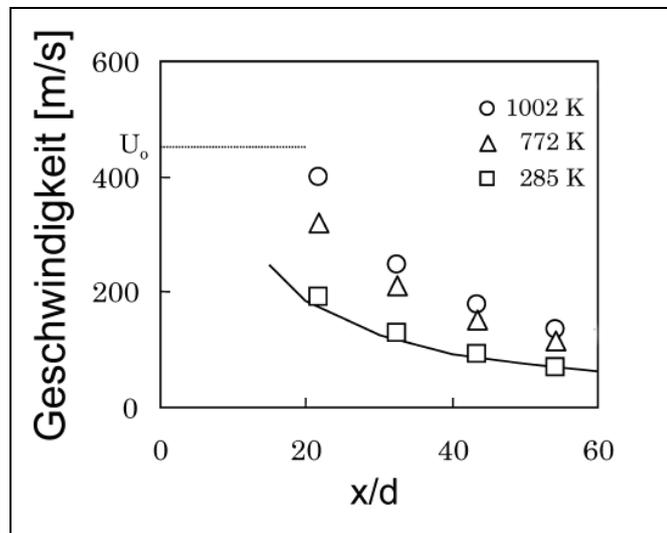


Abbildung 2-19: Einfluss der CO Bildungsrate [39]

Nach Sumi et al. ist die Schlackenbildung temperaturabhängig, da das Ausbreitungsverhalten eines Sauerstoffstrahls (dieses bestimmt unter anderem die Schlackenbildung) ebenfalls eine Temperaturabhängigkeit zeigt.

**Abbildung 2- 20** zeigt die Veränderung der Geschwindigkeit des Sauerstoffstrahls direkt unter einer Einlochlanze in Abhängigkeit vom Verhältnis Lanzenhöhe  $x$  zu Düsendurchmesser  $d$  und Temperatur. Der Parameter Geschwindigkeit kann zur Beschreibung der Ausbreitung des Sauerstoffstrahls herangezogen werden. Der Sauerstoffstrahl tritt mit der Geschwindigkeit  $u_0$  aus der Düse aus, und wird aufgrund von Wechselwirkungen abgebremst. Je höher die Temperatur ist, desto geringer ist die Abschwächung des Sauerstoffstrahls. [40]



**Abbildung 2- 20:** Einfluss der Temperatur auf die Geschwindigkeit [40]

Alle weiteren Einflussparameter zur Bildung einer reaktiven Schlacke werden von den Blaseparametern Lanzenhöhe über Badspiegel, Düsenkopfgeometrie und Sauerstoffdurchflussmenge beeinflusst.

### 2.4.1 Einfluss der Lanzenhöhe über Badspiegel

Nach dem Blasebeginn wird die Sauerstofflanze abgesenkt, wobei das Absenken wie folgt eingeteilt werden kann:

- **Bereich 1:** Die Lanze wird sehr hoch über dem Schmelzbad gehalten, um etwaige Kontakte mit dem chargierten Schrott zu vermeiden und somit Beschädigungen der Lanze zu verhindern. [4]
- **Bereich 2:** Im zweiten Teil wird die Lanze weiter abgesenkt, um die Reaktionsrate zu erhöhen. Dies ist wichtig, da Eisen rasch oxidiert werden soll, um eine möglichst frühzeitige Schlackenbildung zu erreichen. [4]
- **Bereich 3:** Im Hauptbereich findet der Großteil der Reaktionen statt. Gegen Ende des Blaseprozesses kann es wiederum zu einer geringfügigen Erhöhung der Lanze kommen, um den Eisenoxid Anteil der Schlacke zu erhöhen und damit eine bessere Entphosphorung zu erreichen. [4]

Bei den meisten Stahlwerken erfolgt die Absenkung in mehreren Stufen, bzw. gibt es auch die Möglichkeit die Lanzenhöhe kontinuierlich zu verändern. **Abbildung 2- 21** zeigt den Verlauf der Lanzenhöhe über die Blasezeit bei einem 5 t Versuchskonverter, wobei das Gefäß über ein Volumen von 3,9 m<sup>3</sup> verfügt und ein Höhen zu Durchmesser Verhältnis von 2,1 hat. [41]



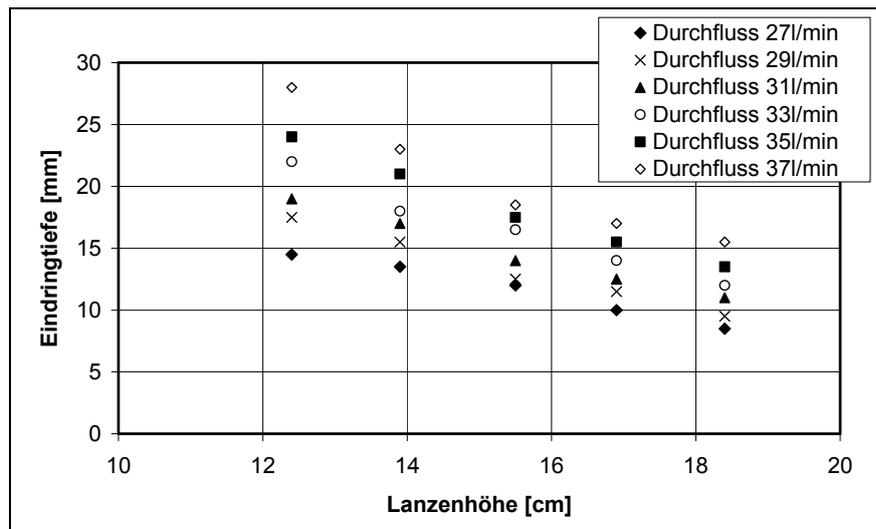
**Abbildung 2- 21:** Verlauf der Lanzenhöhe [41]

Eine Möglichkeit zur Wahl der richtigen Lanzenhöhe stellt der Siliziumgehalt des Roheisens dar. So wird zum Beispiel bei den Dillinger Hüttenwerken bei einem Siliziumgehalt kleiner 0,5 % die Lanze angehoben, um die Schlackenbildung durch Oxidation von Eisen zu erhöhen. [42]

Die Lanzenhöhe ist eine empirische Größe, wobei immer ein Kompromiss zwischen Entkohlung und Schlackenbildung einzugehen ist:

- Für die Entkohlungsreaktion ist eine geringe Lanzenhöhe über Bad (= hartes Blasen) günstig. Ist die Lanzenhöhe jedoch zu niedrig kann es zu einer schlechten Schlackenbildung kommen, da zu geringe Eisengehalte zu einer verschlechterten Kalkauflösung führen. In weiterer Konsequenz können Probleme mit dem Phosphor- bzw. Schwefelgehalt auftreten. Starke Lanzenverbärungen bzw. Verbärungen am Hut sind Indizien für eine zu tiefe Lanzenstellung.
- Für eine gute Schlackenarbeit soll mit einer höheren Lanzenstellung geblasen werden (= weiches Blasen). Kommt es jedoch zu einer Überoxidation (zu hohe Eisenverluste), zu einer schlechten Entkohlung oder zu erhöhten Schlackenmengen so sind dies Zeichen für eine zu hohe Lanzenstellung. Zu hohe Schlackenmengen können zu Auswürfen führen, welche die Prozessqualität verschlechtern. [4, 41]

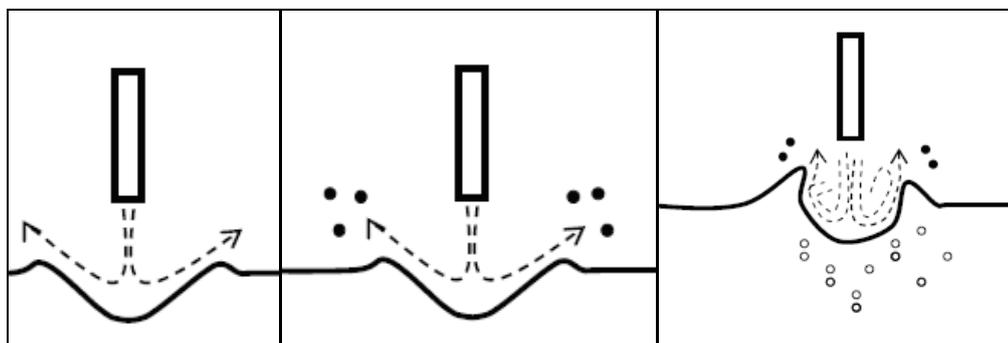
Die Lanzenhöhe beeinflusst die Eindringtiefe des Sauerstoffstrahls in das Metallbad. Nordquist untersuchte im Jahre 2004 die Einflüsse des Düsendurchmessers, der Lanzenhöhe und der Sauerstoffdurchflussrate auf die Eindringtiefe. Die Experimente basieren auf einem Luft – Wasser Modell. Wie aus **Abbildung 2- 22** ersichtlich führen höhere Lanzenstellungen zu geringeren Eindringtiefen des Strahles in das Bad, wodurch ein weiches Blasen vorliegt. Als Begründung führt Nordquist die stärkere Wechselwirkung des Sauerstoffstrahls mit seiner Umgebung an, wodurch der Sauerstoffstrahl verlangsamt wird. [43]



**Abbildung 2- 22:** Einfluss der Lanzenhöhe auf die Eindringtiefe [43]

Die Lanzenhöhe hat des Weiteren Einfluss auf die Strömungsverhältnisse des Bades. Laut Molloy kann es in Abhängigkeit der Lanzenhöhe bzw. Strömungsgeschwindigkeit zu drei verschiedenen Ausbildungen kommen, die in **Abbildung 2- 23** angeführt sind, wobei die Stufen 2 (Spritzen) und 3 (Durchdringen) anzustreben sind: [44, 45]

- Geringe Eindringung des Sauerstoffstrahls: Bei einer geringen Geschwindigkeit des Sauerstoffstrahls bzw. bei einem hohen Lanzenabstand dringt der Strahl nur gering in das Metallbad ein.
- Spritzen: Wird die Geschwindigkeit erhöht bzw. die Lanze abgesenkt, kommt es zu einem oberflächlichen Eindringen. Es werden Tropfen aus der Schmelze herausgeschlagen, die sich nach außen bewegen.
- Durchdringen: Bei weiterer Erhöhung der Geschwindigkeit dringt der Strahl sehr tief in das Bad ein. Gleichzeitig nimmt die Anzahl der nach außen gerichteten Tropfen ab.

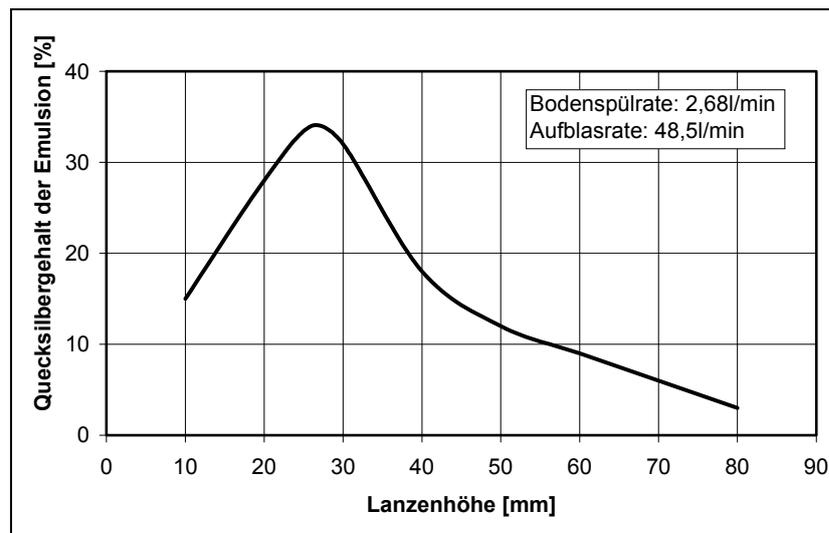


**Abbildung 2- 23:** Mögliche Strömungsverhältnisse [46]

(Links: Geringe Eindringung des Sauerstoffstrahls, Mitte: Spritzen, Rechts: Durchdringen)

Nach He et al., ist die Tropfenbildungsrate von der Lanzenhöhe abhängig. Die Tropfenbildung wurde durch Auf- und Durchblasen von Stickstoff auf ein Quecksilber – Glycerin Bad (dies entspricht dem Stahl – Schlackebad) simuliert. Der Grad der Tropfenbildung wurde anhand des Quecksilbergehalts in der „verblasenen“ Emulsion bestimmt.

Wie aus **Abbildung 2- 25** ersichtlich, gibt es eine optimale Lanzenhöhe, bei der die Tropfenbildungsrate maximal ist. Veränderungen der Lanzenhöhe führen zu geänderten Eindringtiefen und verringern dadurch die Tropfenbildungsrate. [47]



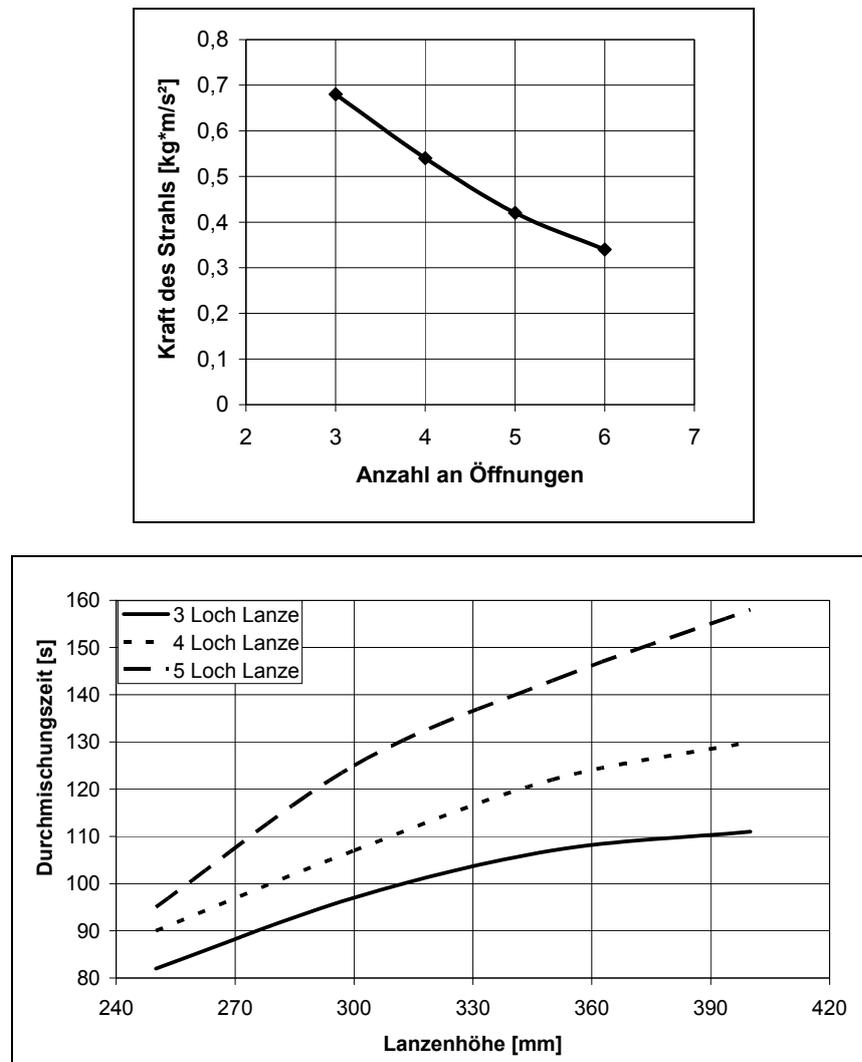
**Abbildung 2- 24:** Tropfenbildungsrate in Abhängigkeit der Lanzenhöhe [47]

Abschließend kann festgehalten werden, dass für einen gut funktionierenden Prozess die Lanzenhöhe an die gegebenen Bedingungen anzupassen ist. Lanzenhöhen beziehen sich meist auf die Badspiegelhöhe. Aufgrund des Verschleißes des Feuerfestmaterials bzw. durch Anbackungen im Konverter ändert sich aber die Badspiegelhöhe kontinuierlich, wodurch es in der Praxis schwierig ist, den korrekten Bezugspunkt für die Lanzenhöhe festzustellen. [4]

## 2.4.2 Einfluss der Düsenkopfgeometrie

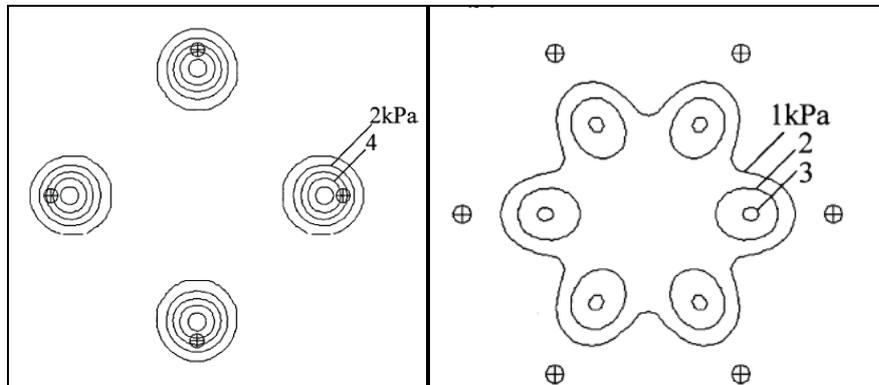
Die Düsenkopfgeometrie ist durch die Anzahl der Düsen bzw. durch den Spreizwinkel gekennzeichnet. Unter dem Spreizwinkel versteht man den Winkel zwischen dem austretenden Sauerstoffstrahl und der Lanzenachse.

Die Anzahl der Düsen ist an den Blaseprozess anzupassen. Ajmani et al. zeigen in ihren Wassermmodellversuchen in einem 1:6 Modellkonverter, dass eine gesteigerte Anzahl an Öffnungen zu einer Verringerung der Eindringkraft des Sauerstoffstrahls führt, wodurch ein weiches Blasen vorliegt. Dieses Ergebnis gilt für Dreiloch-, Vierloch- und Fünflochlanzen, wobei die Badhöhe mit 300 mm konstant ist. Die weichere Blasecharakteristik führt zu längeren Durchmischungszeiten, die schlecht auf die Prozesskinetik wirken. (vgl. dazu **Abbildung 2- 25)** [48]



**Abbildung 2- 25:** Veränderung der Kraft und der Durchmischungszeit [48]  
(Oben: Kraft des Strahls, Unten: Durchmischungszeit)

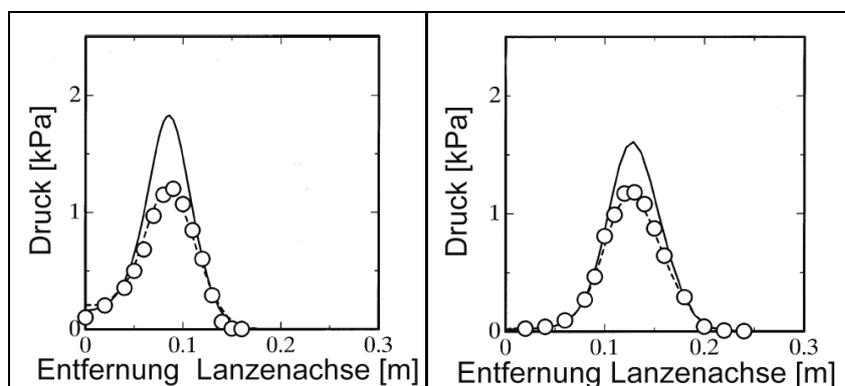
Laut Tago et al. hat die Anzahl der Öffnungen Einfluss auf die Wechselwirkung der Strahlen untereinander. Aus **Abbildung 2- 26** wird klar, dass eine Sechslochlanze zu stärkeren Wechselwirkungen neigt als eine Vierlochlanze, bei sonst gleichen Bedingungen (Spreizwinkel von  $20^\circ$  und einer Lanzenhöhe von 3m). [49]



**Abbildung 2- 26:** Brennfleckfläche für unterschiedliche Lanzen[49]

(Links: 4 Lochlanze, Rechts: 6 Lochlanze)

Der Spreizwinkel hat Einfluss auf die Eindringung, welche durch das Druck- bzw. Geschwindigkeitsprofil des Strahls beschrieben werden kann. Laut Tago et al. – die sowohl Berechnungen als auch Wassermmodellversuche durchführten – beeinflusst ein geänderter Spreizwinkel das Druckprofil des Sauerstoffstrahls. In **Abbildung 2- 27** ist die Veränderung des Druckes vom Abstand der Lanzenachse für zwei Vierlochlanzen mit Spreizwinkeln von  $10^\circ$  und  $15^\circ$  dargestellt. Diese Diagramme gelten für einen Sauerstoffdurchfluss von  $0,1 \text{ Nm}^3/\text{min}$ , einem engsten Düsendurchmesser von 6,6 mm und einer Lanzenhöhe von 0,4 m. Es zeigt sich mit Erhöhung des Winkels ein minimaler Druckabfall. [49, 50]

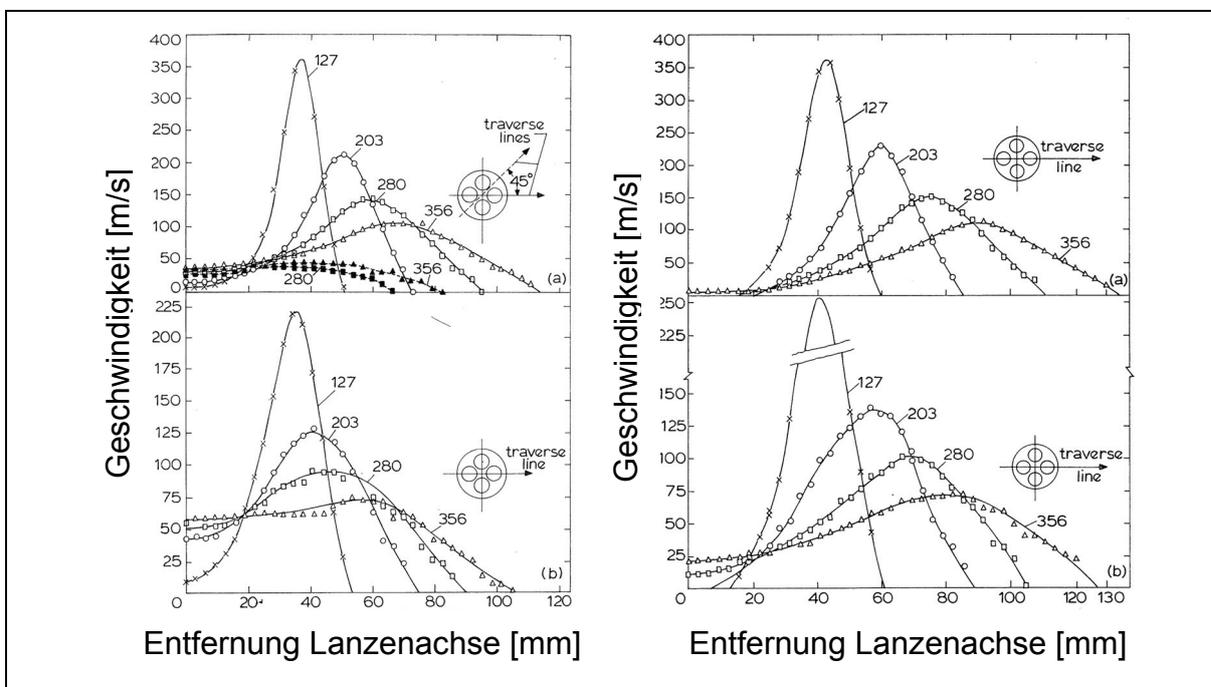


**Abbildung 2- 27:** Veränderung des Druckes mit geändertem Spreizwinkel [49]

(Links: 10 Grad, Rechts: 15 Grad)

In **Abbildung 2- 28** ist die Veränderung des Geschwindigkeitsfeldes mit geändertem Leitungsdruck bzw. Spreizwinkel nach Lee dargestellt. Hierbei ist die Veränderung der Geschwindigkeit über den horizontalen Abstand der Düse von der Lanzenachse für unterschiedliche Lanzenhöhen dargestellt. (Anmerkung: Die Beschriftungen der einzelnen Kurven in den Diagrammen repräsentieren die unterschiedlichen Lanzenhöhen.) So gilt zum Beispiel für einen Druck von 10,69 bar, einer Lanzenhöhe von 356 mm und einem Abstand von Null mm von der Lanzenachse eine Geschwindigkeit von 37 m/s für einen Spreizwinkel von  $12,5^\circ$  bzw. 6m/s für einen Winkel von  $15^\circ$ . Analog gelten für einen Leitungsdruck von 7,24 bar 58 m/s für  $12,5^\circ$  bzw. 21 m/s für  $15^\circ$ . Dies bedeutet, dass ein Absenken des Leitungsdrucks bzw. ein Verringern des Spreizwinkels das Geschwindigkeitsfeld verändert, da es zu stärkeren Wechselwirkungen der Sauerstoffstrahlen kommt. [50]

Wird bei diesem Versuchsaufbau die Lanze in ihrer eigenen Achse um  $45^\circ$  gedreht, sodass sich die Messeinrichtung nicht mehr direkt unter dem Sauerstoffstrahl befindet kommt es zu einem veränderten Ergebnis. Dies ist im linken oberen Teilbild der **Abbildung 2- 28** angedeutet. Durch die Drehung sinkt die gemessene Geschwindigkeit im Vergleich zum „Originalversuch“ sehr stark ab (vgl. schwarze Punkte zu weiße Punkte bei gleicher Lanzenhöhe). [50]

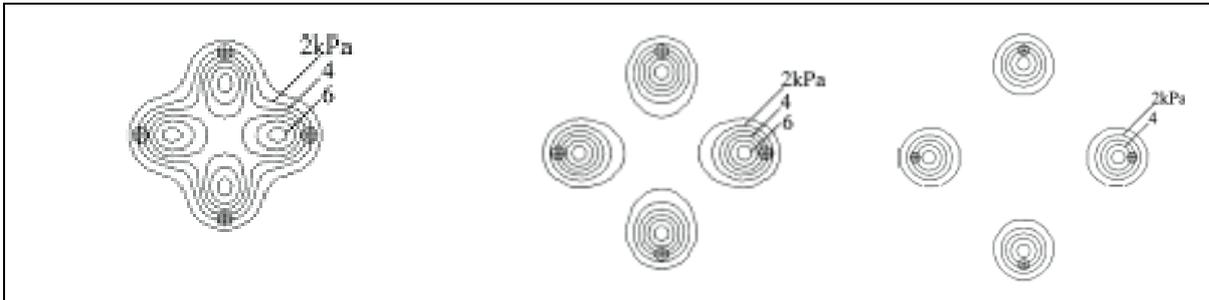


**Abbildung 2- 28:** Veränderung des Geschwindigkeitsfeldes [50]

(Links oben:  $12,5^\circ$  und 10,69 bar; Links unten:  $12,5^\circ$  und 7,24 bar)

(Rechts oben:  $15^\circ$  und 10,69 bar; Rechts unten:  $15^\circ$  und 7,24 bar)

Der Spreizwinkel hat einen Einfluss auf die Eindringfläche des Strahls. **Abbildung 2- 29** zeigt Eindringflächen von unterschiedlichen Düsenkopfgeometrien ( $10^\circ$ ,  $15^\circ$  und  $20^\circ$ ) bei einer Lanzenhöhe von drei Meter, nach Tago et al. Bei einem Öffnungswinkel von  $10^\circ$  liegen starke Beeinflussungen der Strahlen untereinander vor; hingegen treten bei  $20^\circ$  keine Beeinflussungen auf. [49]



**Abbildung 2- 29:** Veränderung der Brennfleckfläche mit geändertem Spreizwinkel [49]  
(Links: 10 Grad; Mitte: 15 Grad; Rechts: 20 Grad)

In der praktischen Anwendung soll jener Winkel gewählt werden, bei dem sich die Strahlen noch geringfügig gegenseitig beeinflussen, denn dies ist für die Bildung einer Schaum Schlacke optimal. Durch die gegenseitige Beeinflussung vereinigen sich die Strahlen; dies soll in Höhe des Metallbades passieren, das heißt, die Lanzenhöhe ist dementsprechend abzustimmen.

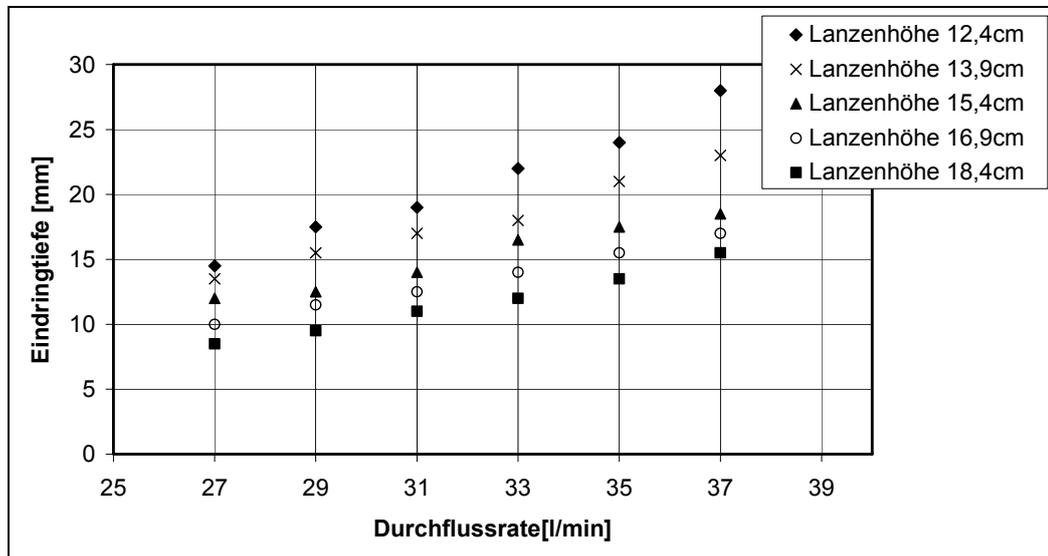
Wird der Winkel zu gering gewählt, beeinflussen sich die Strahlen zu stark; es liegen schlechte metallurgische Bedingungen vor. Ein zu großer Öffnungswinkel führt zu einer zu geringen Beeinflussung der Strahlen untereinander. [49, 50, 51]

### 2.4.3 Einfluss der Sauerstoffdurchflussmenge der Blaselanze

Die Sauerstoffdurchflussmenge ist in Abhängigkeit vom Düsenkopf zu wählen, da Düsenköpfe für bestimmte Flussraten ausgelegt sind. Ist der Sauerstofffluss zu gering, ist die Düse „unterblasen“. Es kommt zu Erosion an den Kanten der Austrittslöcher und die Lebensdauer des Kopfes sinkt. Bei „überblasenen“ Düsen breitet sich der Sauerstoffstrahl erschwert aus, wodurch Schockwellen entstehen, welche die kinetische Energie des Strahls mindern. Die Düse arbeitet ineffizient. [4]

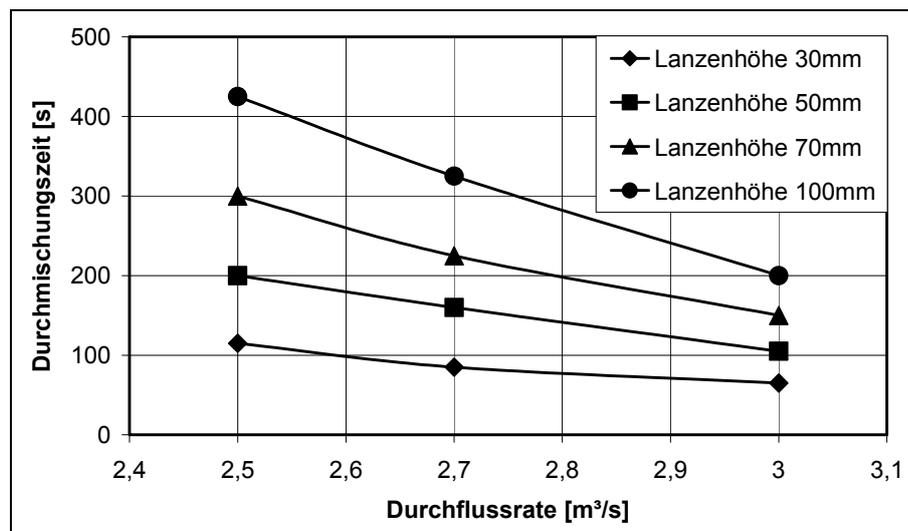
Ähnlich wie bei der Lanzenhöhe kann sich die Sauerstoffdurchflussmenge während der Blasezeit verändern. Heutzutage wird mit Durchflussraten zwischen  $560$  und  $1000 \text{ Nm}^3$  pro Minute gearbeitet. Nach oben hin ist die Sauerstoffdurchflussrate durch die Kapazität des Abgassystems bzw. durch das Konvertervolumen begrenzt. [5]

Nordquist sowie Naji Meidani konnten bei ihren Versuchen zeigen, dass die Eindringtiefe des Sauerstoffstrahls mit steigender Durchflussrate zunimmt (vgl. dazu **Abbildung 2- 30**), womit ein härteres Blasen erfolgt. [43, 52]



**Abbildung 2- 30:** Einfluss der Sauerstoffdurchflussrate [43]

Gleichzeitig haben gesteigerte Sauerstoffdurchflussmengen Einfluss auf die Durchmischung des Bades. **Abbildung 2- 31** zeigt die Veränderung der Durchmischungszeit in Abhängigkeit der Durchflussmenge nach Ergebnissen von Olivares et al., die Wasser – Luft Versuche in einem 1:8 Modellkonverter durchführten. Die verbesserte Durchmischung beruht auf der gesteigerten Einbringung kinetischer Energie in das Bad. [53]

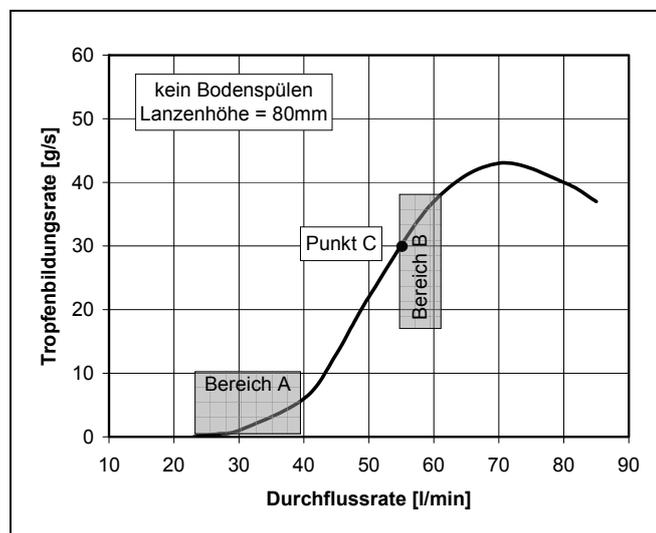


**Abbildung 2- 31:** Einfluss der Sauerstoffdurchflussrate [53]

Gesteigerte Sauerstoffdurchflussraten wirken sich auch auf die Tropfenbildung aus. **Abbildung 2- 32** zeigt die Veränderung der Tropfenbildungsrate in Abhängigkeit des Lanzendurchflusses nach Versuchsergebnissen von Standish. Die Tropfenanzahl steigt mit zunehmendem Durchfluss an, jedoch wird ab einer Obergrenze (Punkt C) die Bildungsrate reduziert, da die herausgeschlagenen Tropfen wieder in das Bad zurückgeschleudert werden.

Die Bildung der Tropfen kann durch zwei unterschiedliche Mechanismen erfolgen:

- Bei geringen Durchflussraten (Bereich A) tritt nur geringe Tropfenbildung auf. Der Sauerstoffstrahl dringt relativ gering in das Bad ein und verursacht leichte Wellenbewegungen (vgl. dazu Strömungsart Spritzen nach Molloy, **Abbildung 2- 23**). An der Kante der Welle kommt es zur Ablösung der Tropfen, und die weitere Bewegung ist nach außen gerichtet. Ein Charakteristikum dieses Strömungsverhaltens ist die Bildung einzelner Tropfen.
- Bei Steigerung der Aufblasrate (Bereich B) wird die Wellenbewegung im Bad stärker (vgl. dazu Strömungsart Durchdringen nach Molloy **Abbildung 2- 23**). Der Tropfen löst sich von der Welle ab und wird sogleich vom umgelenkten Sauerstoffstrahl in viele kleine Tröpfchen zerschlagen. So kommt es zur Generation von einer Vielzahl von Tropfen. [54]



**Abbildung 2- 32:** Einfluss der Sauerstoffdurchflussrate [54]

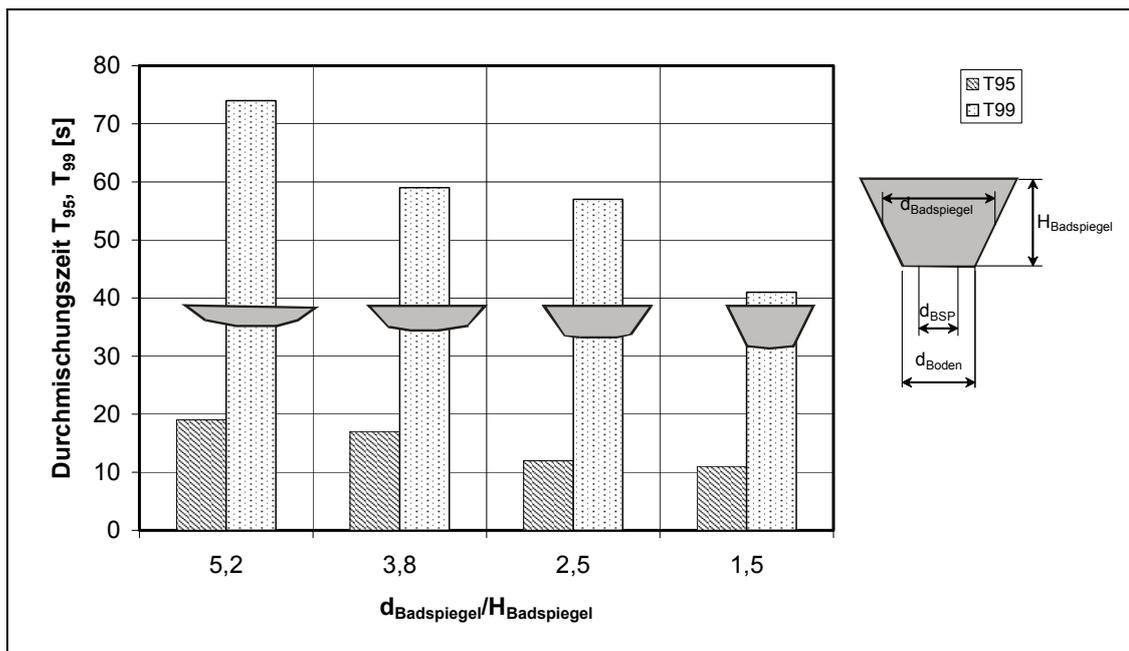
### 2.4.4 Einfluss der Bodenspülung

Heutzutage kommen fast ausschließlich Konverter mit Bodenspülungen zur Anwendung, da sie folgende Vorteile haben:

- Das eingebrachte Gas führt zu einer besseren Durchmischung, die Reaktionsoberfläche erhöht sich und die Reaktionen nähern sich dem Gleichgewicht an.
- Die Mischwirkung des Inertgases führt zu einer besseren Homogenisierung der Schmelzenzusammensetzung und Temperatur.

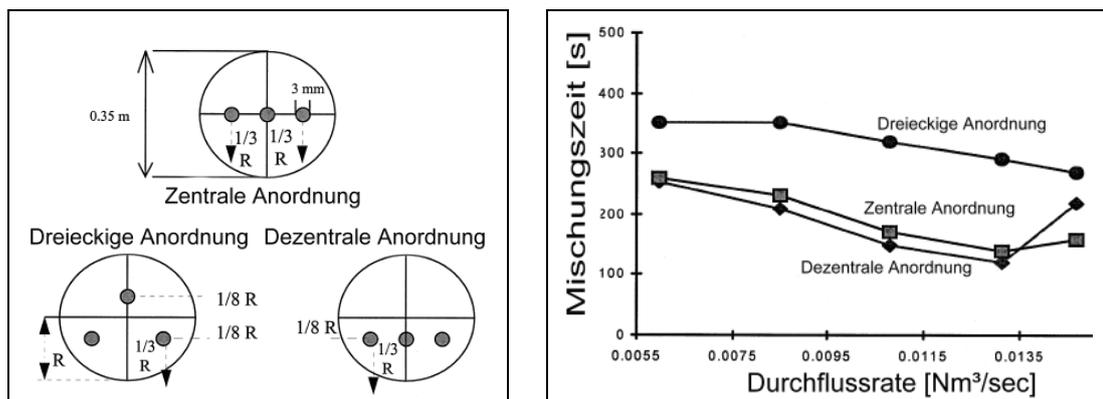
Die Bodenspüleranordnung steht in direktem Zusammenhang mit der Gefäßgeometrie, da sich bei einer geänderten Gefäßform (bei gleichbleibendem Abstichgewicht) die Badspiegelhöhe und der Badspiegeldurchmesser ändern. Odenthal et al. führten zu diesem Thema CFD Simulationen durch, dessen Ergebnisse in **Abbildung 2- 33** dargestellt sind. Dabei wurde das Abstichgewicht mit 210 t konstant gehalten; lediglich das Verhältnis Badspiegeldurchmesser zu Badspiegelhöhe wurde verändert. Als Randbedingungen wurden 10 Bodenspüler angenommen, die kreisförmig bei einem konstanten Durchmesser Verhältnis von  $d_{\text{BSP}}$  zu  $d_{\text{Boden}}$  von 0,333 angeordnet waren und jeweils  $40 \text{ Nm}^3/\text{h}$  förderten.

Es zeigt sich, dass mit steigendem Verhältnis von Badspiegeldurchmesser zu Badspiegelhöhe die Durchmischungszeit ansteigt, wobei sich  $T_{95}$  und  $T_{99}$  auf 95 % bzw. 99 % Durchmischung beziehen. [55, 67]



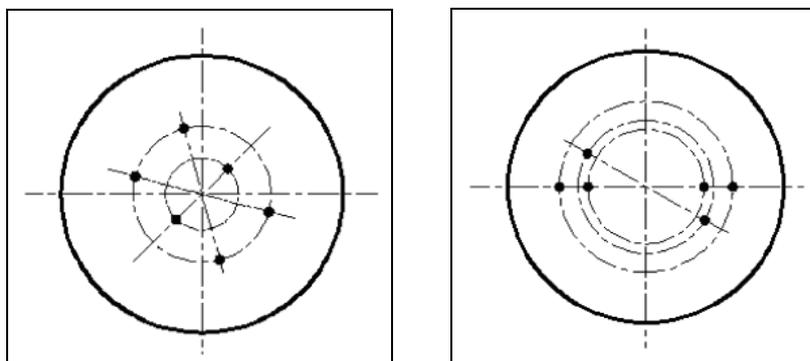
**Abbildung 2- 33:** Einfluss der Convertergeometrie auf die Durchmischungszeit [55]

Die Effizienz der Durchmischung wird unter anderem von der Bodenspüleranordnung beeinflusst. Akdogan konnte in seinen Wassermmodellversuchen feststellen (vgl. dazu **Abbildung 2- 34**), dass eine asymmetrische Spüleranordnung, bei einer konstanten Badhöhe, die kürzeste Durchmischungszeit bringt. Eine lineare Anordnung führt zu geringfügig längeren Zeiten, eine dreieckige zu eindeutig längeren Zeiten. Des Weiteren führen gesteigerte Durchflussraten der Bodenspüler zu einer rascheren Durchmischung, da die Zirkulation der Badbewegung gefördert wird. Jedoch ist dies nach oben hin limitiert. [56]



**Abbildung 2- 34:** Einfluss der Spüleranordnung auf die Durchmischungszeit [56]

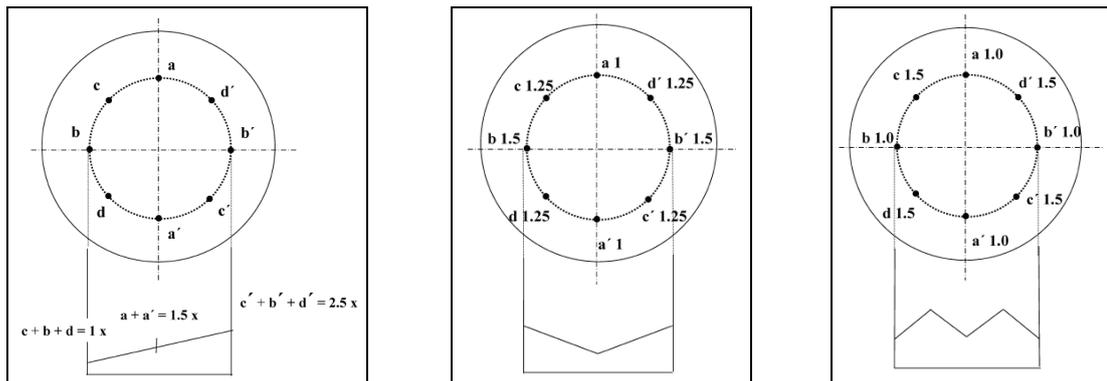
Neuere Untersuchungen, basierend auf Wasser – Luft Versuchen in einem 1:8,5 Modellkonverter, von Lai u.a führen zu einem ähnlichen Ergebnis: eine asymmetrische Anordnung bewirkt eine raschere Durchmischung. Aus diesem Grund ist bei Sanning Iron and Steel Co. (China) die symmetrische Anordnung durch eine asymmetrische ersetzt worden (vgl. dazu **Abbildung 2- 35**). Durch diese Modifikation stellen sich Verbesserungen in den metallurgischen Ergebnissen ein: die Sauerstoffaktivität sinkt, das [C] [O] Produkt nähert sich besser an das Gleichgewicht an, die Manganausbringung wird gesteigert und die Phosphorgehalte sinken. [57]



**Abbildung 2- 35:** Spüleranordnung bei Sanning Iron and Steel Co. [57]

(Links: alte Anordnung; Rechts: optimierte Anordnung)

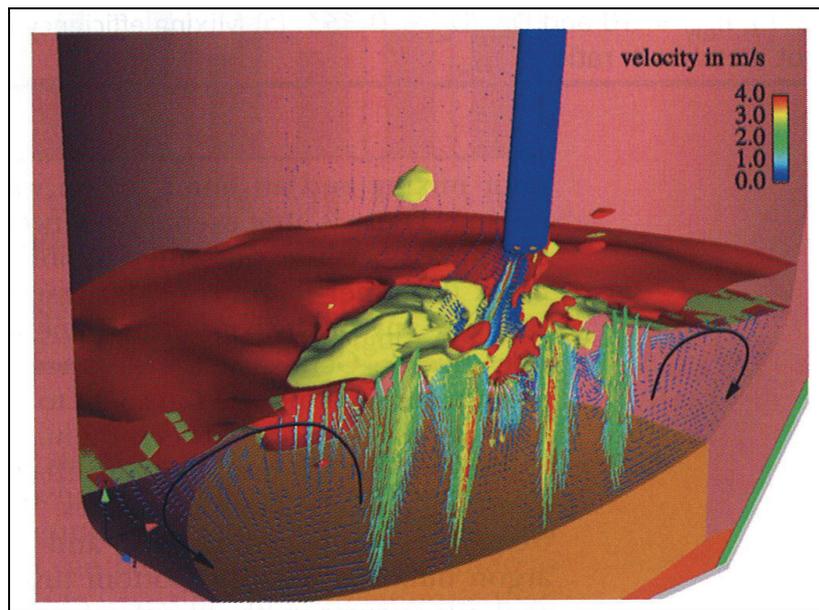
Doch nicht nur die Anordnung beeinflusst die Effizienz; durch Optimierung der Bodenspülraten lassen sich ebenfalls Verbesserungen erzielen. Singh et al. veränderten in ihren Versuchen die Bodenspülraten der einzelnen Spüler, sodass sich, wie in **Abbildung 2- 36** dargestellt, verschiedene Profile ergeben. Im Vergleich zur konstanten Spülrate zeigen alle Profile eine Verkürzung der Durchmischungszeit, wobei das lineare Profil mit einer Reduktion der Durchmischungszeit um 30% am effektivsten ist. In ersten Industrieversuchen ist der positive Einfluss des linearen Profils ebenfalls bestätigt worden. [58]



**Abbildung 2- 36:** Bodenspülprofile [58]

(Links: lineares Profil; Rechts: optimierte Anordnung)

Zur Einstellung einer optimalen Badbewegung, müssen Bodenspülung und Lanzenparameter aufeinander abgestimmt werden. Nach den CFD Simulationen von Odenthal et al. stellen sich folgende Strömungsverhältnisse ein (vgl. dazu **Abbildung 2- 37**): der Sauerstoffstrahl dringt an der Oberfläche ein und „treibt“ die Schmelze nach außen hin zur Konverterwand, wo sie umgelenkt wird und entlang der Wand nach unten fließt. Die Bodenspülelemente des äußeren Kreises führen dazu, dass ein Teil des Schmelzbades abgelenkt wird und nach oben strömt. Somit stellt sich eine Zirkulation ein, die zu einer guten Homogenisierung führt. Sind die Bodenspülsteine am äußeren Kreis jedoch zu eng angeordnet, wird die gesamte Schmelze abgelenkt. Dies hat zur Konsequenz, dass der innere Bereich in „Ruhe“ verharrt. Der äußere Bereich der Schmelze ist gut homogenisiert; der innere Bereich hingegen kaum bzw. nur schlecht. [55]



**Abbildung 2- 37:** Strömungsfeld in einem LD Konverter mit Bodenspülung [55]

Die Strömungsverhältnisse stehen in engem Zusammenhang mit der Tropfenbildung. Hierbei zeigt die Bodenspülung zwei Einflüsse, wobei der direkte Einfluss entscheidender ist:

- Direkter Einfluss: Aufsteigende Gasblasen treten in Wechselwirkung mit der Eindringzone und verursachen beim Verlassen des Bades Wellen, die zur Tropfenbildung nötig sind. Dieser Effekt ist bei geringen Sauerstoff Aufblasraten ausgeprägter als bei hohen.
- Indirekter Einfluss: Aufgrund der Auftriebskraft der Blasen wird die Schmelzenbewegung intensiviert; das Strömungsbild ändert sich, und beeinflusst die Tropfenbildung.

In der Praxis sollen die Bodenspülelemente (bei einer symmetrischen Anordnung) direkt unter der Eindringfläche des Sauerstoffstrahls platziert werden, denn so ergänzen sich Blaselanze und Bodenspülelemente optimal und es wird eine gute Tropfenbildung erzielt. [47, 57]

## 2.5 Mathematische Grundlagen

In diesem Abschnitt werden kurz die theoretischen Grundlagen der durchgeführten Berechnungen erläutert.

### 2.5.1 Multiple lineare Regression zur Abschätzung eines Parameters

Zur Beschreibung der Zielgrößen  $Y_i$ , die von den Variablen  $x_{i1}$ ,  $x_{i2}$  bis  $x_{in}$  abhängen eignet sich die Methode der multiplen linearen Regression. Es wird davon ausgegangen, dass die Abhängigkeiten nach **Formel 2-17** beschrieben werden können. Basierend auf einem Datensatz werden die Regressionskoeffizienten  $a_1$ ,  $a_2$  bis  $a_n$ , sowie das konstante Glied  $b$  bestimmt. Somit lassen sich Schätzwerte  $Y'_i$  für die Zielgrößen  $Y_i$  errechnen.

$$Y_i = a_1 * x_{i1} + a_2 * x_{i2} + a_n * x_{in} + b \quad (2-17)$$

Zur Bestimmung der Güte des Modells dient der Korrelationskoeffizient  $R$ , der beschreibt, inwieweit die Schätzwerte  $Y'_i$  von den tatsächlichen Werten  $Y_i$  abhängen. [60]

### 2.5.2 Berechnung der Durchmischungsleistung nach Kai

Für eine gute Kinetik des Prozesses muss eine ausreichende Baddurchmischung erfolgen. Laut Kai ist die Durchmischungsleistung von den Komponenten Sauerstoffstrahl (=  $E_{\text{Blasen}}$ ) und Bodenspülung (=  $E_{\text{Spülen}}$ ) abhängig. Die gesamte Durchmischung kann nach **Formel 2-18** berechnet werden. [48, 61]

$$E_{\text{Durchmischung}} = E_{\text{Spülen}} + 0,1 * E_{\text{Blasen}} \quad (2-18)$$

Der Term  $E_{\text{Blasen}}$  ist in **Formel 2-19** definiert: [61]

$$E_{\text{Blasen}} = \frac{6,32 * 10^{-7} * \cos \alpha * Q_t^3 * M}{V_L * n^2 * d_{\text{Düse}}^3 * x} \quad (2-19)$$

Daraus wird ersichtlich, dass ein direkter Zusammenhang zwischen dem Spreizwinkel  $\alpha$  des Düsenkopfes, dem Sauerstoffdurchfluss  $Q$  der Lanze, dem Molekulargewicht  $M$  des Gases und der Durchmischungsleistung vorliegt. Dies bedeutet, dass eine Erhöhung der Durchflussrate bzw. eine Verringerung des Spreizwinkels Verbesserungen in der Durchmischung zur Folge haben soll.

Hingegen zeigen das Badvolumen  $V_L$ , die Düsenanzahl  $n$ , der Düsendurchmesser  $d_{Düse}$  sowie die Lanzenhöhe  $x$  einen indirekten Zusammenhang zur Durchmischungsleistung. Dies bedeutet, dass ein Anstieg dieser Einflussgrößen mit schlechteren kinetischen Bedingungen verbunden ist. [48, 61]

Der zweite Term der Durchmischungsleistung  $E_{Spülen}$  ist in **Formel 2-20** angeführt. Dieser resultiert aufgrund von Auftriebskräften (vgl. **Formel 2-21**) bzw. der kinetischen Energie welche in das Bad eingebracht wird (vgl. Formel **Formel 2-22**).

$$E_{Spülen} = E_{Auftrieb} + E_{kinetisch} \quad (2-20)$$

$$E_{Auftrieb} = 6,18 * \frac{Q_b * T_L}{V_L} * \left[ \ln \left( 1 + \frac{\rho_1 * g * H}{P} \right) + \left( 1 - \frac{T_g}{T_l} \right) \right] \quad (2-21)$$

$$E_{kinetisch} = \frac{0,5 * \rho_g * Q_b^3}{A^2 * V_L} \quad (2-22)$$

### 2.5.3 Bestimmung der korrekten Blaseparameter nach dem Modell von Kaufmann

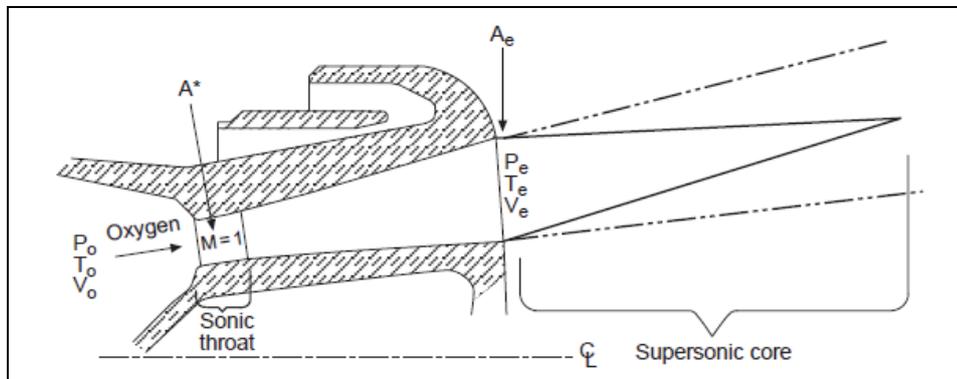
Eine Steigerung des Konvertervolumens ist mit einer Vergrößerung der Badspiegelfläche verbunden. Um die Reaktionsfläche konstant zu halten ist die Brennfleckfläche zu vergrößern. [62]

Zur Berechnung des Verhältnisses Brennfleck- zu Badspiegelfläche hat Kaufmann (Mitarbeiter der voestalpine, B2E) ein Berechnungstool entwickelt.

Um die Brennfleckfläche berechnen zu können, ist es wichtig die Charakteristika des Sauerstoffstrahls zu kennen. Beim Sauerstoffstrahl handelt es sich um einen Überschallstrahl, dessen Entstehung anhand **Abbildung 2- 38** beschrieben werden kann. Die Verengung in der Lavaldüse im konvergenten Bereich führt zu einem Anstieg der Geschwindigkeit auf Mach 1. Die Mach Zahl beschreibt das Verhältnis von Strömungsgeschwindigkeit zu Schallgeschwindigkeit. (vgl. dazu **Formel 2-23**). Im divergenten Teil der Düse breitet sich der Strahl aus, wodurch es zu einem weiteren Anstieg der Geschwindigkeit des Strahls auf Überschallgeschwindigkeit kommt. Gleichzeitig sinken Dichte, Temperatur und Druck ab. Nach Austritt des Strahls aus der Düse tritt er in Wechselwirkung mit seiner Umgebung, wobei ein supersonischer Kern bestehen bleibt. [4, 63]

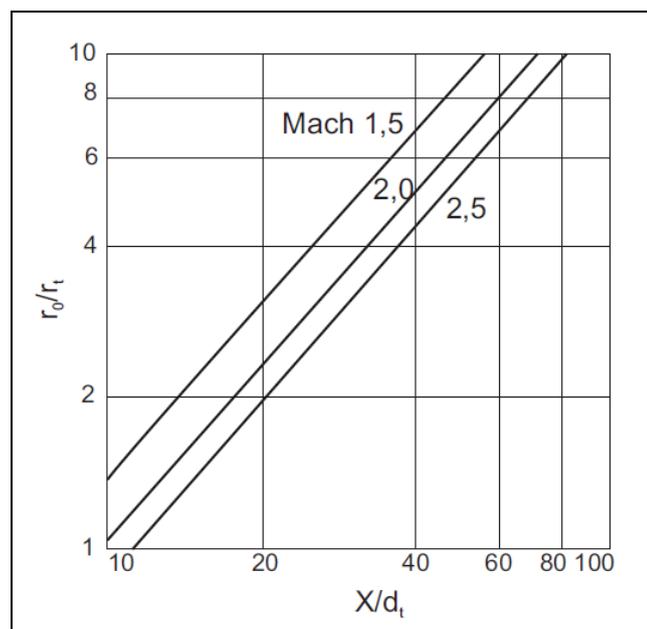
$$M_a = \frac{v}{c}$$

(2-23)



**Abbildung 2- 38:** Bildung eines Überschallstrahls [4]

Aufgrund von Wechselwirkungen des Strahls mit seiner Umgebung kommt es zu einer radialen Ausbreitung des Strahls. Laut Anderson lässt sich diese als Funktion der Machzahl und dem Abstand zwischen Düse und Metallbad beschreiben (vgl. dazu **Abbildung 2- 39**). Bei gegebenem Abstand Düse-Metallbad  $x$  und Durchmesser der Düse  $d_t$  (und damit auch Radius der Düse  $r_t$ ) lässt sich der Radius  $r_0$  aus **Abbildung 2- 39** bestimmen.  $r_0$  ist jener Radius, bei dem die Geschwindigkeit des Sauerstoffstrahls auf die Hälfte der Zentrumsgeschwindigkeit gesunken ist. Der Radius des gesamten Strahls (=  $r_{\text{eff}}$ ) wird als  $2 \cdot r_0$  beschrieben. [64]

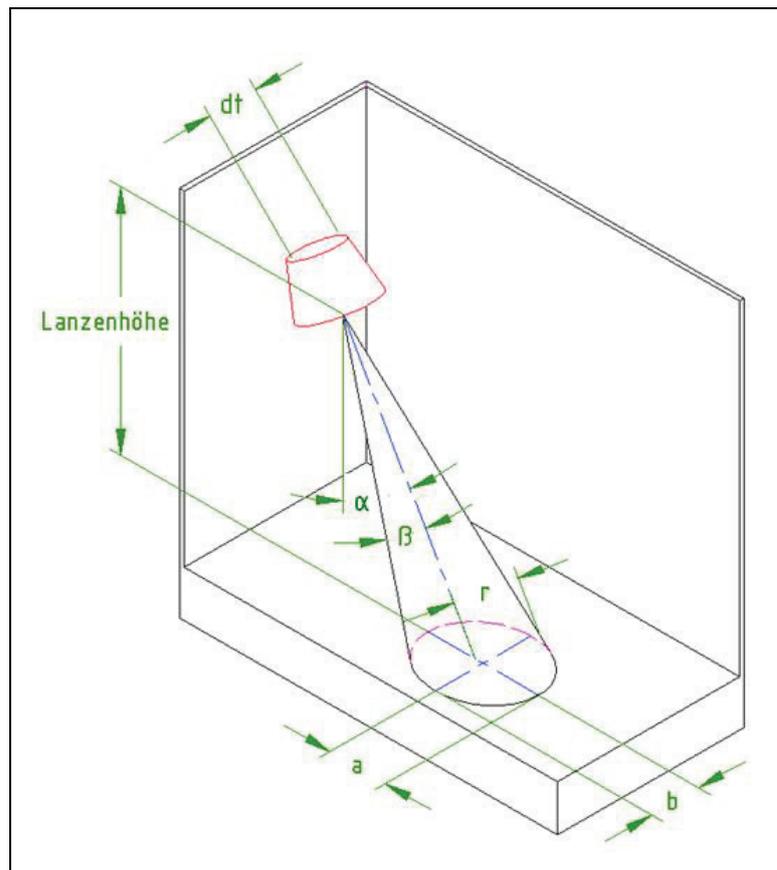


**Abbildung 2- 39:** Ausbreitung des Strahls [38]

Das Berechnungstool nach Kaufmann beruht auf diesem Zusammenhang. Es wird zu Beginn die Machzahl des Sauerstoffstrahls nach **Formel 2-24** bestimmt. [63] Für die erhaltene Machzahl wird beruhend auf den bekannten Machzahlen in **Abbildung 2-39** (1.5, 2.0 und 2.5) die Geradengleichung extrapoliert, um den Radius  $r_0$  bzw. den Radius  $r_{\text{eff}}$  bestimmen zu können.

$$M_a = \frac{v}{c} = \sqrt{\frac{2}{\kappa - 1} \left[ \left( \frac{p_{\text{Leitung}}}{p_{\text{Umgebung}}} \right)^{-\frac{\kappa-1}{\kappa}} - 1 \right]} \quad (2-24)$$

Bei Kenntnis des Radius  $r_{\text{eff}}$  kann der Öffnungswinkel  $\beta$  des Sauerstoffstrahls berechnet werden. In der weiteren Berechnung wird die Ausbreitung des Strahls durch einen Kegel mit dem Öffnungswinkel  $\beta$  und dem Basisradius  $r_{\text{eff}}$  angenähert. Zur Ermittlung der Brennfleckfläche, wird ein rechnerischer Ellipsenschnitt zwischen dem Kegel und der Badspiegelfläche durchgeführt. In **Abbildung 2-40** sind diese Überlegungen schematisch skizziert.

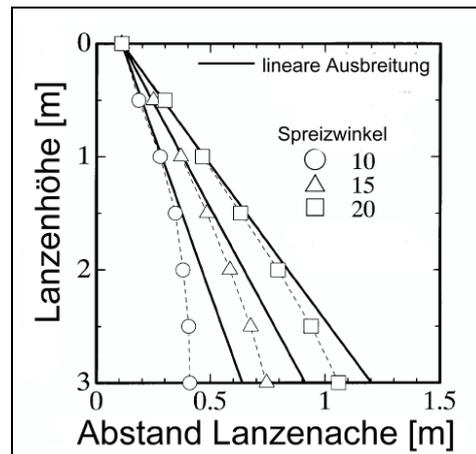


**Abbildung 2-40:** Skizze des Ellipsenschnitts

Die Badspiegelfläche wird bei der Berechnung durch eine Kreisfläche angenähert.

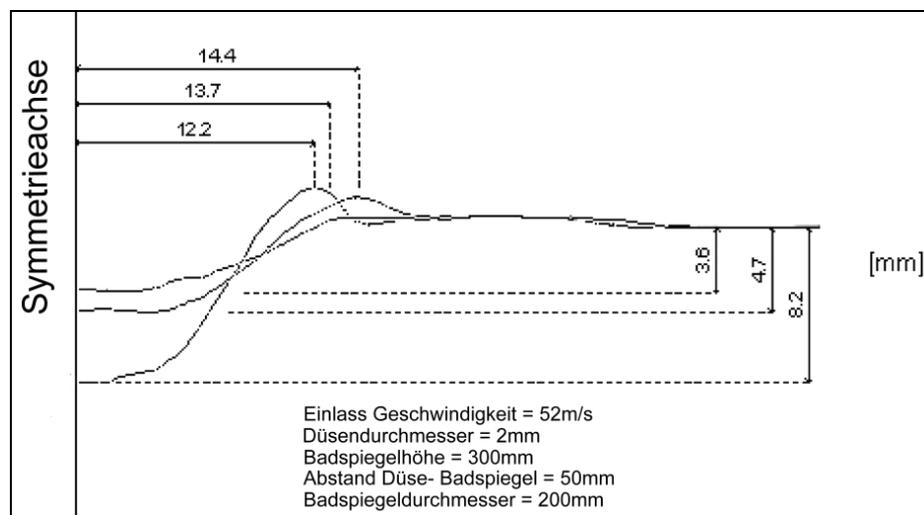
### 2.5.3.1 Anmerkungen

Das Berechnungsmodell beruht auf der Annahme, dass sich die Sauerstoffstrahlen linear ausbreiten. **Abbildung 2- 41** zeigt die Abhängigkeit der Ausbreitung des Sauerstoffstrahls vom Spreizwinkel. Der Sauerstoffstrahl folgt keiner linearen Ausbreitung. [49]



**Abbildung 2- 41:** Ausbreitung des Sauerstoffstrahls [49]

Des Weiteren wird zur Vereinfachung der Berechnung angenommen, dass es zu keinem Eindringen des Sauerstoffstrahls in das Bad kommt. Dies entspricht natürlich nur bedingt der Realität. Ersson et al. simulieren in ihren Arbeiten das Eindringverhalten von Luftstrahlen in Wasser. **Abbildung 2- 42** zeigt ein Simulationsergebnis für unterschiedliche  $k-\epsilon$  Modelle. Ein  $k-\epsilon$  Modell beruht auf Betrachtung kinetischer Energie und deren Zerstreuung in einem System. Zur Optimierung des Modells könnten diese Ansätze hilfreich sein. [59]



**Abbildung 2- 42:** Brennfleckform nach  $k-\epsilon$  Modellen [59]

#### 2.5.4 Bestimmung der korrekten Lanzenhöhe nach dem Modell von Koria

Koria entwickelte basierend auf Korrelationsberechnungen Formeln zur Wahl der korrekten Blaseparameter. Seine Annahmen beruhen auf Daten von 15 LD Konvertern mit folgenden Randbedingungen:

- Kapazitäten zwischen 15 t und 380 t
- Badspiegeldurchmesser zwischen 1,75 m und 6,8 m
- Düsenanzahl: 3 bis 6
- Sauerstoffdurchflussrate zwischen 100 Nm<sup>3</sup>/min und 1000 Nm<sup>3</sup>/min

In **Tabelle 2- 4** sind die Ergebnisse seiner Korrelationen in Abhängigkeit

- des Badspiegeldurchmessers  $d_B$  [m],
- der Kraft des Strahls  $m$  [N],
- des Blasefortschritts  $I$  (= Verhältnis aus Ist Blasezeit zu gesamter Blasezeit) [],
- der Stahldichte  $\rho_{\text{Stahl}}$ ,
- der Erdbeschleunigung  $g$  [m/s<sup>2</sup>],
- des Leitungsdrucks  $p_{\text{Leitung}}$ ,
- des Umgebungsdrucks  $p_{\text{Umgebung}}$  und
- des Spreizwinkels  $\alpha$  [°] angeführt. [62]

Tabelle 2- 4 Wahl der Lanzenhöhe nach Koria [62]

Parameter	Korrelation
Lanzenhöhe zu Blasebeginn [m]	$x_{Start} = 0,541 * d_B^{1,04}$
Lanzenhöhe abhängig vom Blasefortschritt [m]	$x_I = \sqrt[3]{\frac{m}{7,25 * 10^{-3} * I * \rho_{Stahl} * g}}$
Kraft des Strahls m [N]	$m = p_{Leitung} * \frac{d_{Düse}^2 * \Pi}{4} * \sqrt{\frac{2}{\chi - 1} * \left(\frac{2}{\chi + 1}\right)^{\frac{\chi + 1}{\chi - 1}} * \left[1 - \left(\frac{p_{Umgebung}}{p_{Leitung}}\right)^{\frac{\chi - 1}{\delta}}\right]}$
Eindringtiefe [m]	$h_{eindringen} = 4,469 * \left(\frac{m * \cos(\alpha)}{\rho_{Stahl} * g * x^3}\right)^{0,66} * x$

## 3 Praktischer Teil

### 3.1 Situation der voestalpine

Im Jahre 1952 wurde das LD Stahlwerk 1 der voestalpine Stahl Linz GmbH in Betrieb genommen. Es verfügte über drei Konverter mit einem Abstichgewicht von jeweils 30 Tonnen wodurch eine Jahresproduktion von 800 000 Tonnen sichergestellt werden konnte.

Im Jahre 1959 begann der Bau des LD Stahlwerks 2, das zu Beginn über zwei 50 Tonnen Konverter verfügte. 1968 wurde das Stahlwerk 2 um einen Konverter erweitert. Es war in Linz der erste Tiegel mit einem symmetrischen Hut und einer computerunterstützten Prozesssteuerung.

Um technologische Weiterentwicklungen zu ermöglichen wurde in den 50er, 60er und 70er Jahren ein 5 t Versuchskonverter betrieben, mit dem fast 10 000 Versuchschargen produziert wurden.

Da in den LD Stahlwerken 1 und 2 jedoch die geforderten Mengen nicht mehr erzeugt werden konnten, wurde im Jahre 1973 das LD Stahlwerk 3 in Betrieb genommen. Anfänglich wurden zwei Konverter mit einer Kapazität von je 120 Tonnen bei einem Konvertervolumen von je 90 m<sup>3</sup> genutzt.

Nach Umstellung auf Mehrschichtarbeit wurde im Jahre 1977 das Stahlwerk 1 stillgelegt. In den 80er Jahren konnten durch Einführung der Sublanzentechnologie und des Bodenspülens weitere Prozessverbesserungen erreicht werden. Im Jahre 1990 wurde aufgrund von Umweltauflagen und Rationalisierungsmaßnahmen das Stahlwerk 2

abgestellt. Durch diesen Kapazitätsverlust war es notwendig, das Stahlwerk 3 stark zu modernisieren und zu erweitern, um weiterhin die geforderten Jahrestonnen produzieren zu können. Durch Bau eines dritten Tiegels und Vergrößerung aller Konvertergefäße um jeweils 10 m<sup>3</sup> auf 100 m<sup>3</sup> (dies entspricht einem Abstichgewicht von 153 t) konnte die geforderte Kapazität erreicht werden. Des Weiteren wurden alle Gefäße mit Sublanzen, Schlackenstoppfern und Bodenspülnern ausgestattet, wodurch eine höhere Prozesssicherheit ermöglicht wurde.

Im Geschäftsjahr 2006/07 wurde eine Rohstahlproduktion von 5,1 Millionen Tonnen erzielt. Um die Produktivität langfristig sicherstellen zu können und Kosten weiter zu minimieren, wurde im Jahr 2009 mit einem weiteren Umbau des Stahlwerks begonnen. Der Kernpunkt dieses Projektes war die Vergrößerung des Konvertervolumens von jeweils 100 m<sup>3</sup> auf 130 m<sup>3</sup>. Durch diese Anpassung soll eine Steigerung des Abstichgewichts auf 177 t je Charge erreicht werden. [65, 66]

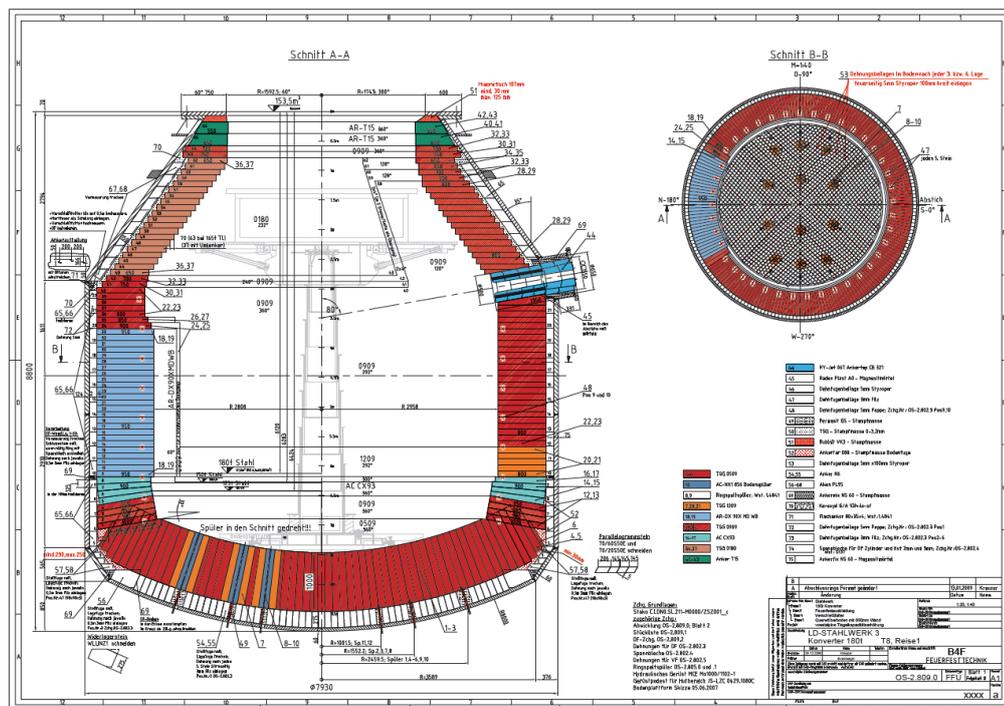
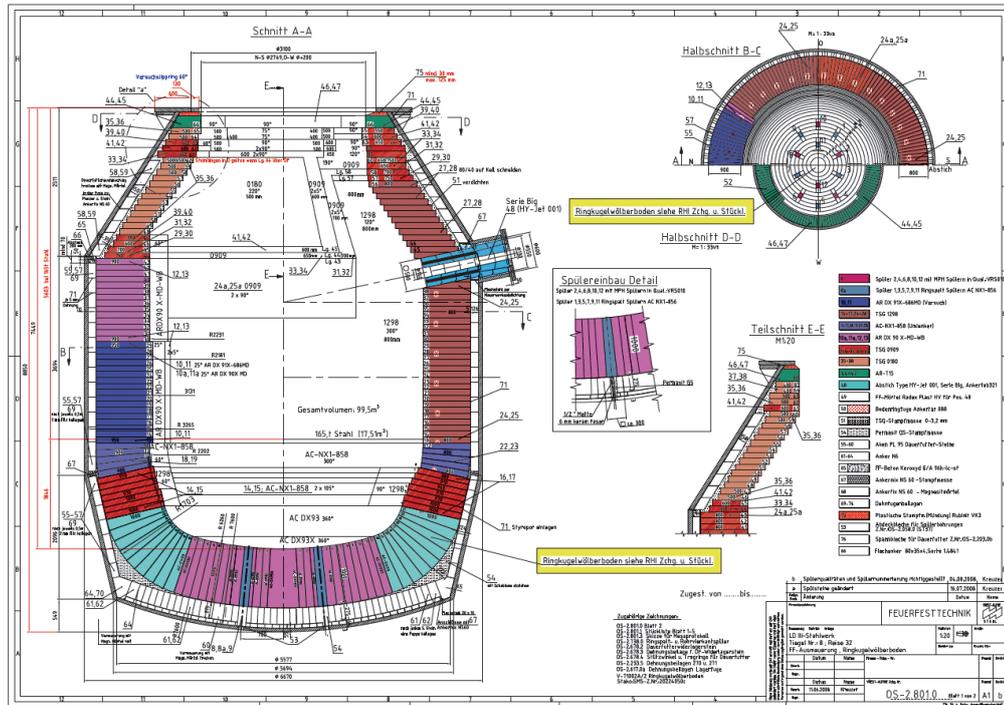
### 3.2 Vergleich „alter“ und „neuer“ Konverter

Zu Beginn der praktischen Arbeit lag das Hauptaugenmerk auf der Erfassung des Ist – Zustandes. Aus diesem Grund wurden die metallurgischen Ergebnisse des „alten“ und des „neuen“ Konverters miteinander verglichen. Als Datenbasis dienten 649 Chargen der Tiegelreise 33 des „alten“ Konverters sowie 653 Chargen der Tiegelreise 1 des „neuen“ Konverters. Genauere Informationen zu den Chargen sind in **Tabelle 3- 1** angeführt. Daraus wird ersichtlich, dass die Daten so ausgewählt wurden, dass in den beiden Konverterreisen eine ähnliche Haltbarkeit der feuerfesten Zustellung vorlag. Da ähnliche Steinqualitäten in Verwendung waren, kann davon ausgegangen werden, dass der Einfluss des Verschleißes des feuerfesten Materials vernachlässigt werden kann.

**Tabelle 3- 1:** Informationen zu den Basisdaten

	<b>Reise 33</b> <b>„alter“ Tiegel</b>	<b>Reise 1</b> <b>„neuer“ Tiegel</b>
Schmelzennummer	881419 – 882068	800896 – 801549
Datum	06.01.2009 – 27.02.2009	11.06.2009 – 02.07.2009
Haltbarkeit	901 – 1550	897 – 1550

In **Abbildung 3- 1** sind die Zustellzeichnungen für die Reise 1 des neuen Tiegels und für die Reise 33 des alten Tiegels dargestellt. Die Zustellung des neuen Konverters bei Reise 1 war jedoch nicht die endgültige, da für die Zukunft eine Haltbarkeitssteigerung auf 4000 Chargen pro Reise geplant ist, und somit das Feuerfestmaterial gestärkt werden muss.



**Abbildung 3- 1: Zustellzeichnungen**  
 (Oben: Tiegel 8 Reise 32; Unten: Tiegel 8 Reise 1)

Aus den technischen Zeichnungen lassen sich einige Kennzahlen ableiten, die in **Tabelle 3- 2** angeführt sind. Durch den stark gesteigerten Durchmesser beim neuen Tiegel, wuchs das  $H/d_B$  Verhältnis stark an. Laut Theorie wird ein spezifisches Konvertervolumen von mindestens 0,8 bis 1,0 gefordert. Mit einem Wert von 0,96 ist dieses Kriterium leicht erfüllt.

**Tabelle 3- 2:** Kennzahlen

	„neuer“ Tiegel Reise 01	„alter“ Tiegel 8 Reise 33
Abstichgewicht [t]	160	160
Konverter Innenhöhe H [m]	7,395	6,449
Konverter Durchmesser $d_B$ [m]	5,766	4,362
$H/d_B$ Verhältnis	1,28	1,48
Volumen [m <sup>3</sup> ]	153,6	99,5
Spezifisches Volumen [m <sup>3</sup> /t]	0,96	0,62

Im Rahmen der Datenaufbereitung wurden die Daten der Schmelzen einer Filterung unterzogen. Dafür wurden Kriterien definiert, die in **Tabelle 3- 3** angeführt sind. Nach Filterung der Daten blieben 230 Schmelzen der Reise 33 und 349 Schmelzen der Reise 1 für den Vergleich übrig.

Tabelle 3- 3: Kriterien zur Datenfilterung

Parameter	Untere Grenze	Obere Grenze	Begründung
C Gehalt zu Blasende [%]	0,015	0,04	Ausschluss nicht repräsentativer Schmelzen
Temperatur [°C]	1590	1680	Ausschluss von Fehlmessungen
Fe Gehalt der Schlacke [%]	13	25	Vermeidung nicht repräsentativer Proben
MgO Gehalt der Schlacke [%]	4	8	Vermeidung nicht repräsentativer Proben
Basizität der Schlacke	0	4	Vermeidung nicht repräsentativer Proben

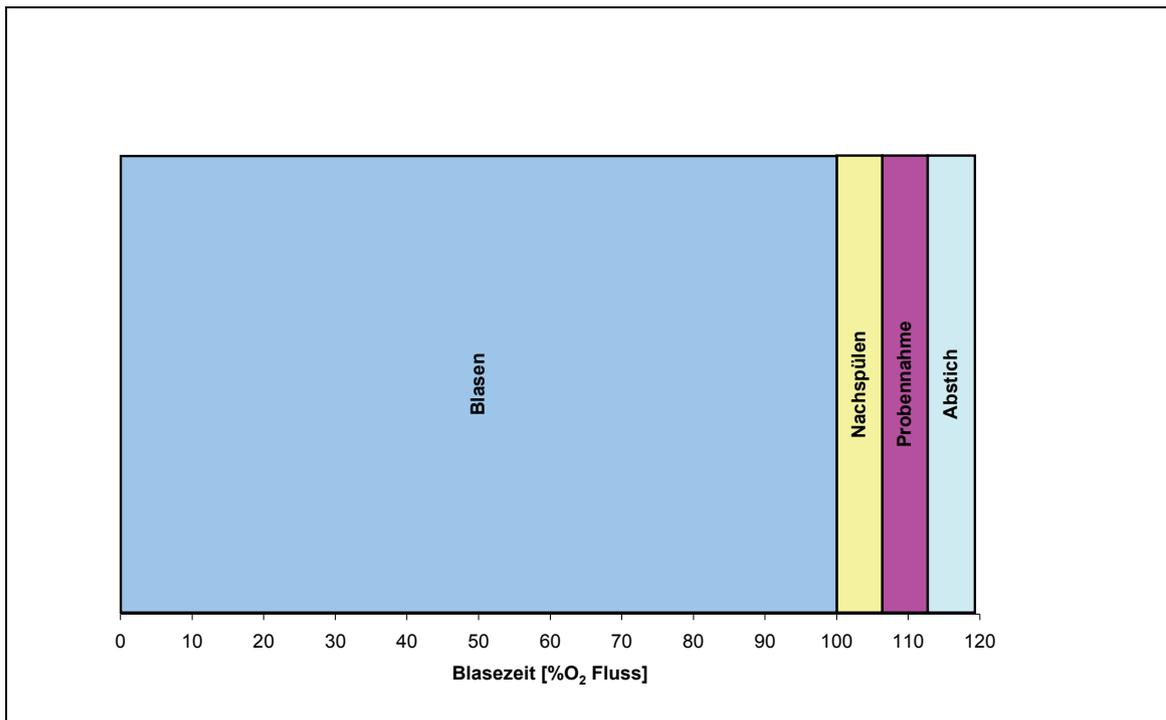
In der weiteren Arbeit ist der „alte“ Konverter durch die Legendenbeschriftung „Reise 33“ gekennzeichnet; Daten des „neuen“ Konverters sind durch die Beschriftung „Reise 01“ markiert.

### 3.3 Versuchsdurchführung – Allgemein

Wie in **Abschnitt 4** beschrieben, wurden zwischen dem „alten“ und dem „neuen“ Konverter unterschiedliche Blasendanalysen festgestellt. Aus diesem Grund wurden gezielt mehrere Versuchsserien am Tiegel 8 (Reise 1) durchgeführt, um den Blaseprozess an die geänderte Gefäßgeometrie anzupassen.

Die prinzipielle Versuchsdurchführung war bei allen Versuchsserien sehr ähnlich und ist schematisch in **Abbildung 3- 2** angeführt. Daraus ergibt sich eine Gliederung des Versuchsablaufs in folgende vier Bereiche:

- Blasen
- Nachspülen
- Probennahme
- Abstich bzw. weitere Behandlungen



**Abbildung 3- 2:** Prinzipieller Versuchsablauf

### 3.3.1 Blasen

In den Versuchsserien I bis IV (vgl. dazu **Abschnitt 3.4** bis **Abschnitt 3.7**) wurden im Blaseprozess jeweils Veränderungen der Lanzenhöhe, der Düsenkopfgeometrie und der Sauerstoffdurchflussmenge der Blaselanze vorgenommen. Bei allen Versuchsserien wurden Sechslanzen eingesetzt.

### 3.3.2 Nachspülen

Nach Blasende erfolgte bei allen Versuchen eine Nachspülbehandlung. Bei den Versuchsserien V und VI wurde gezielt der Einfluss des Nachspülens untersucht (vgl. dazu **Abschnitt 3.8** bis **Abschnitt 3.9**).

### 3.3.3 Probennahme

Bei allen Versuchsserien wurde zu Blasende mittels Sublanze die Temperatur gemessen und eine Stahlprobe entnommen. Die Probennahme der Schlacke erfolgte immer händisch. Falls die Sublanze defekt war, wurden die Temperaturmessung und die Stahlprobennahme ebenfalls manuell durchgeführt.

Bei der Sublanzentechnologie fährt nach Blasende eine Messsonde von oben in den Konverter und zieht eine Probe aus dem Stahlbad. Die so gewonnene Probe befindet sich in einer Probensonde, die mechanisch von der Lanze abgestreift und über ein Rohrsystem nach unten befördert wird. Dort wird die Probe von einem Mitarbeiter aus der Sonde entfernt, visuell auf Verwendbarkeit überprüft, nachbearbeitet, in einem Wasserbad abgekühlt und via Rohrpost an das Labor geschickt. In **Abbildung 3- 3** sind Teilschritte der Probennachbearbeitung dargestellt.



**Abbildung 3- 3:** Stahlprobennachbearbeitung

(Oben: Probensonden; Links Unten: Abkühlen der Probe;  
Rechts Unten: versandfertige Probe)

Bei der Schlackenprobennahme wurde wie folgt vorgegangen: die entnommene Probe wurde von der Probenstange entfernt, mittels eines pneumatischen Hammers zerkleinert, magnetisch auf Stahlverunreinigungen geprüft und ebenfalls via Rohrpost an das Prüflabor versandt. Bei der Probennahme wurde besonders darauf geachtet, dass die Probenstange frei von Rückständen war, und dass beim Entfernen der Probe von der Probenstange keine Verunreinigungen der Umgebung die Probenqualität minderten. In **Abbildung 3- 4** sind Schritte der Schlackenprobennahme dokumentiert



**Abbildung 3- 4:** Schlackenprobennahme

(Oben: Entnahme; Links Mitte: Entfernen der Probe; Rechts Mitte: Prüfen; Unten: Versand)

### 3.3.4 Abstich bzw. weitere Behandlungen

Nach der Probennahme erfolgte der Abstich bzw. kam es zu weiteren Behandlungen wie zum Beispiel Nachblasen.

### 3.3.5 Randbedingungen bei den Versuchen

Für jede Versuchsserie wurden mindestens 30 Chargen beprobt. Um möglichst viele Einflussfaktoren konstant zu halten, wurden Randbedingungen definiert, die in **Tabelle 3- 4** angeführt sind.

**Tabelle 3- 4:** Randbedingungen bei den Versuchen

Kein Chargieren von Konverterausbruch
Vollständige Entleerung des Converters, um keine Restschlacke im Tiegel zurückzulassen
Keine Tiegelpflegemaßnahmen wie zum Beispiel Slag Splashing
Kein Eingriff in die Prozessautomatisierung

### 3.3.6 Datenaufbereitung

Um aussagekräftige Ergebnisse zu erhalten, wurden die Versuchsdaten einer Aufbereitung unterzogen. Für die Versuchsserien I bis IV wurden lediglich jene Schmelzen zur Datenauswertung herangezogen, deren Zielphosphorgehalt kleiner oder gleich 100 ppm war. Des Weiteren wurden die Daten auf Plausibilität überprüft und Ausreißer eliminiert.

In den Versuchsserien V und VI wurden die aufgezeichneten Daten ebenfalls auf Plausibilität überprüft. Da es bei diesen Serien weniger Einflussgrößen gab, stellte sich im Allgemeinen ein kleinerer Streubereich ein.

## 3.4 Versuchsserie I – Referenzbedingung

In der ersten Versuchsserie wurden die in Betrieb befindlichen Blasebedingungen gewählt, um Vergleichsdaten für die Versuchsserien II und III zu erhalten. Es wurde eine Blaselanze mit 590 Nm<sup>3</sup> Durchfluss und einem Düsenkopf mit Spreizwinkel 17° verwendet.

In **Abbildung 3- 5** ist der schematische Versuchsablauf dargestellt. In den ersten 20 % der Blasezeit wurde die Lanzenhöhe in mehreren Schritten auf 140 cm über Badspiegel abgesenkt, bis 85 % der Blasezeit konstant auf diesem Level gehalten, und in den letzten 15 % um 10 cm auf 150 cm angehoben. Ab 97 % der Blasezeit wurde die Lanze um

10 cm gesenkt und der Sauerstoffdurchfluss auf 540 Nm<sup>3</sup> gedrosselt, um den Blasendpunkt mit höherer Sicherheit zu treffen. Nach Blasende erfolgte eine 38 sec dauernde Nachspülbehandlung und die Probennahme (Temperatur, Stahl und Schlacke).

Im weiteren Teil der Arbeit ist die Versuchsserie I durch die Legendenbeschriftung „590-17° Standardlanzenstellung“ gekennzeichnet.

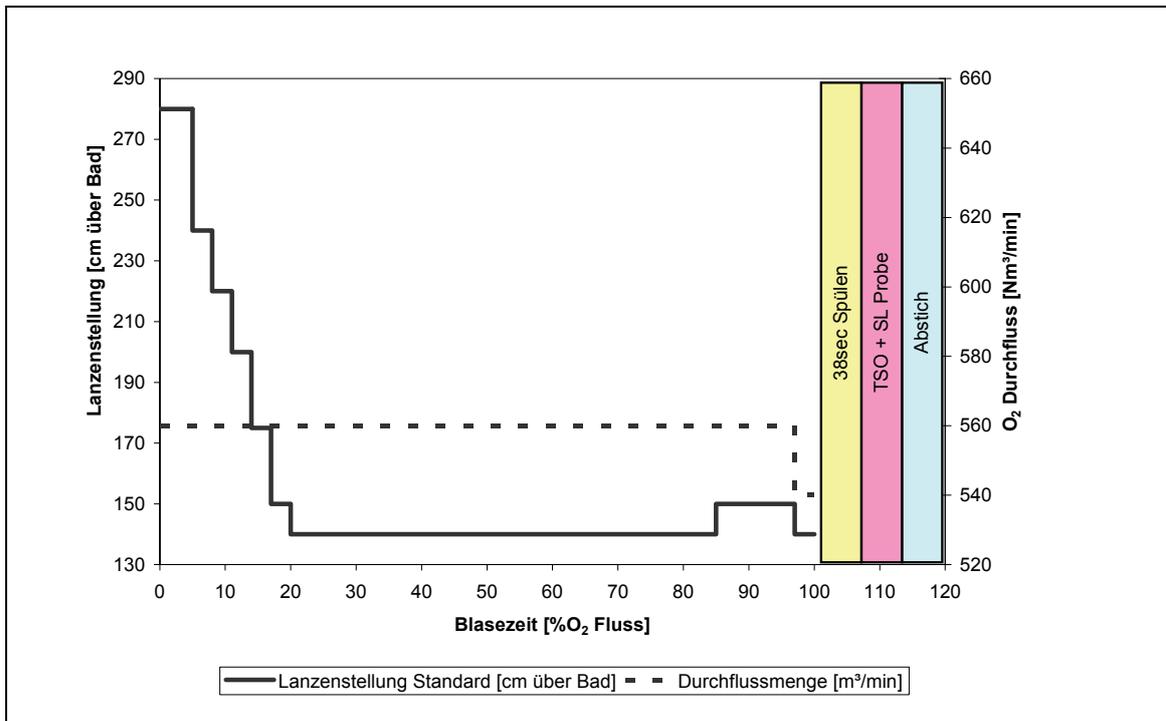


Abbildung 3- 5: Schematischer Ablauf der Versuchsserie I

### 3.5 Versuchsserie II – Einfluss der Lanzenhöhe

In der Versuchsserie II galt es den Einfluss der Lanzenstellung zu untersuchen. Aus diesem Grund wurde die Lanzenhöhe wie in **Abbildung 3- 6** skizziert verändert. Die dunkel grauen Linien symbolisieren die Lanzenstellung der Versuchsserie I sowie die Sauerstoffdurchflussrate der Versuchsserien I und II. Die rosa strichlierte Linie zeigt die Lanzenstellung der Versuchsserie II. Im Vergleich zur Serie I wird ersichtlich, dass nach 20 % der Blasezeit eine 10 cm höhere Lanzenstellung gewählt wurde. Die restlichen Blaseparameter blieben gleich, denn es wurde in beiden Serien mit derselben Düsenkopfgeometrie (Spreizwinkel von 17°) und Sauerstoffdurchflussrate gearbeitet. Nach Blasende erfolgte, wie bei Versuchsserie I, eine 38 sec dauernde Spülbehandlung mit anschließender Probennahme.

Im weiteren Teil der Arbeit ist die Versuchsserie II durch die Legendenbeschriftung „590-17° Lanzenstellung +10cm“ gekennzeichnet.

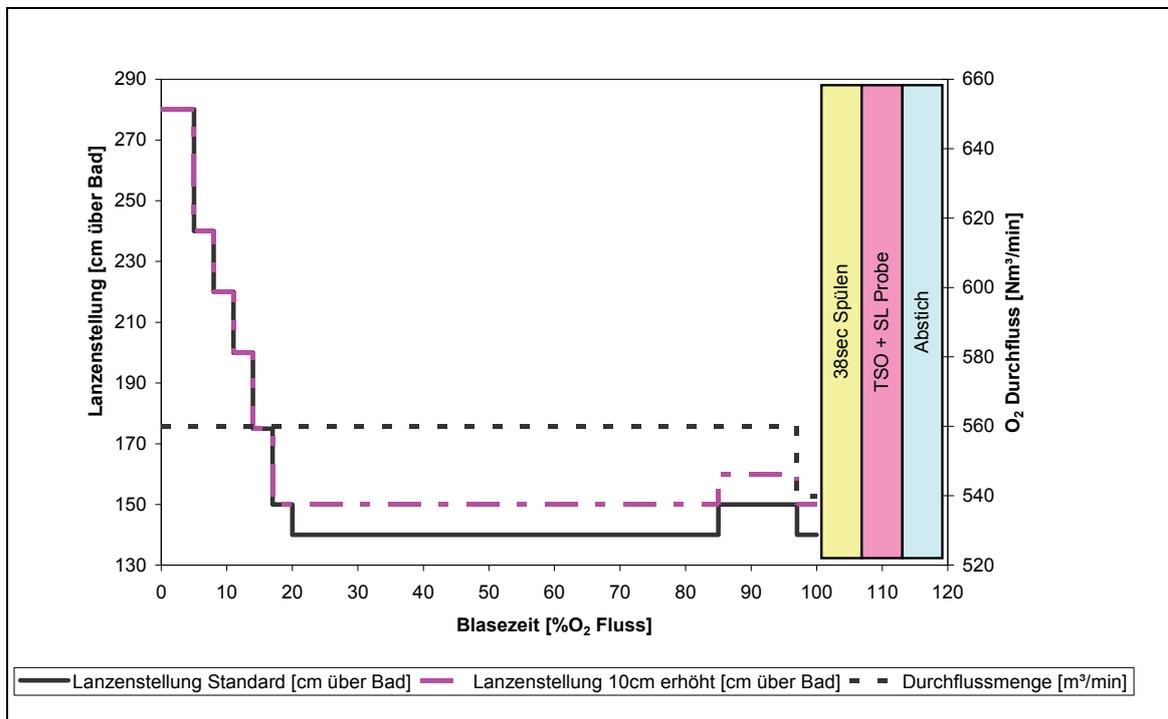
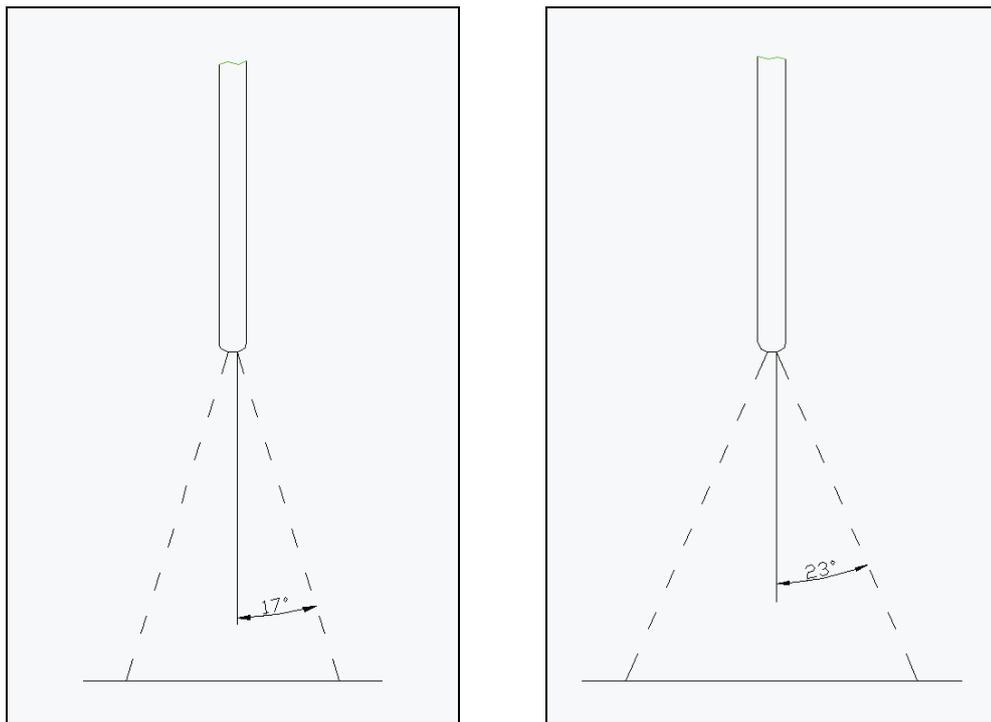


Abbildung 3- 6: Schematischer Ablauf der Versuchsserie II

### 3.6 Versuchsserie III – Einfluss der Düsenkopfgeometrie

Ziel dieses Versuchs war es, den Einfluss der Düsenkopfgeometrie näher zu betrachten. Es wurde mit derselben Lanzenhöhe bzw. Sauerstoffdurchflussmenge wie in Versuchsserie I gearbeitet (vgl. dazu **Abbildung 3- 5**), jedoch wurde ein modifizierter Düsenkopf verwendet; der Spreizwinkel wurde von 17° auf 23° vergrößert. In **Abbildung 3- 7** sind die Unterschiede zwischen Versuchsserie I und Versuchsserie III schematisch skizziert. Die Nachspüldauer und die Beprobung waren gleich wie in Versuchsserie I.

Im weiteren Teil der Arbeit ist die Versuchsserie III durch die Legendenbeschriftung „590-23° Standardlanzenstellung“ gekennzeichnet.



**Abbildung 3- 7:** Schematische Darstellung der unterschiedlichen Austrittswinkel  
(Links: Versuchsserie I; Rechts: Versuchsserie III)

### 3.7 Versuchsserie IV – Einfluss der Sauerstoffdurchflussmenge

In der Versuchsserie IV wurde die Sauerstoffdurchflussmenge variiert. Wie aus **Abbildung 3- 8** ersichtlich wurde die Sauerstoffdurchflussmenge ab 17 % der Blasezeit auf 620 Nm<sup>3</sup>/min und ab 20 % der Blasezeit auf 650 Nm<sup>3</sup>/min gesteigert. Gleichzeitig wurde die Lanzenhöhe ab 17 % der Blasezeit um 10 cm erhöht, um keinen zu „harten“ Blaseprozess einzustellen. Es kamen Lanzen mit einem Öffnungswinkel von 23° zur Anwendung. Als Referenzdaten für diese Versuchsreihe diente die Versuchsserie III, bei der ebenfalls eine Lanze mit 23° Austrittswinkel zur Anwendung kam, jedoch war der Sauerstoffdurchfluss mit 560 Nm<sup>3</sup>/min nach oben hin limitiert. Die Nachspüldauer und die Beprobung waren in beiden Versuchsserien identisch.

Im weiteren Teil der Arbeit ist die Versuchsserie IV durch die Legendenbeschriftung „650-23° Lanzenstellung bei 650 Nm<sup>3</sup> Durchfluss“ gekennzeichnet.

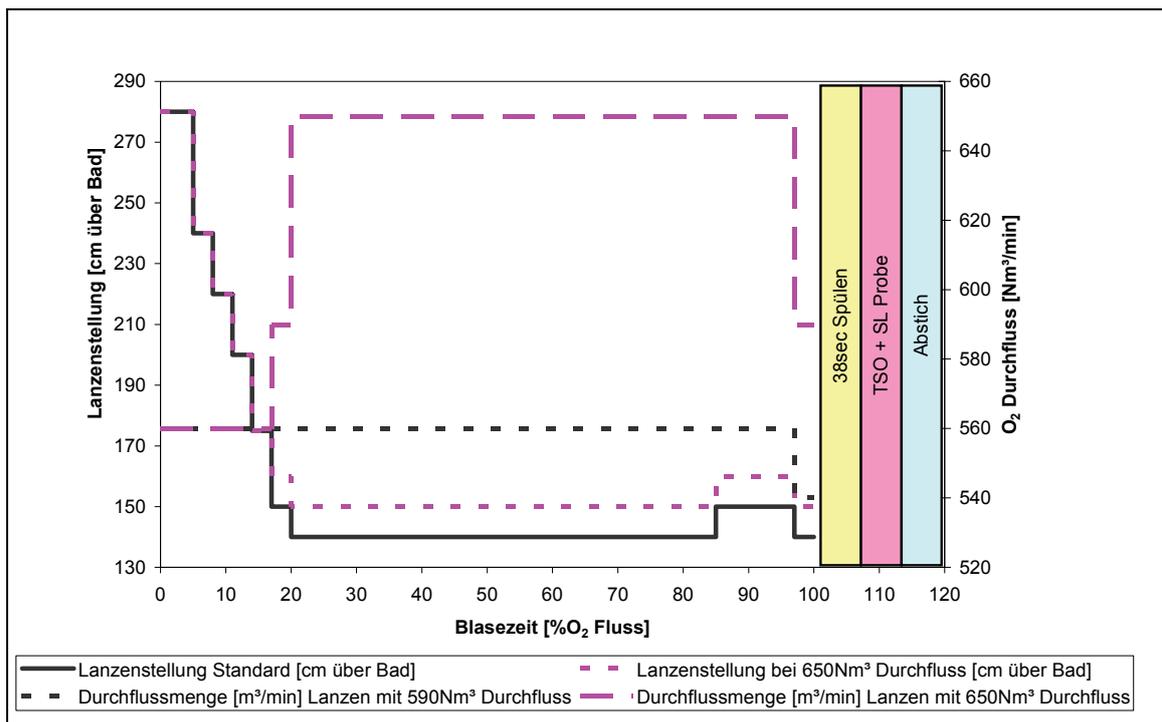


Abbildung 3- 8: Schematischer Ablauf der Versuchsserie IV

### 3.8 Versuchsserie V – Einfluss des Nachspülens

In den Versuchsserien V und VI galt es, die Bodenspülung näher zu untersuchen. Diese Versuche wurden bei Haltbarkeiten des Tiegels zwischen 2500 und 3000 Schmelzen aufgenommen. Trotz des hohen „Alters“ des Tiegels, waren zwischen neun und zwölf Spüler intakt.

In **Abbildung 3- 9** ist der schematische Versuchsablauf für Versuchsreihe V dargestellt. Nach Blasende folgte eine 38 sec. dauernde Nachspülbehandlung, danach die erste Probennahme, dann eine 142 sec. andauernde Nachspülbehandlung und abschließend die zweite Probennahme bzw. der Abstich. Ziel war es, Veränderungen der Charge durch das Nachspülen zu untersuchen, das heißt die Unterschiede zwischen erster und zweiter Probe herauszuarbeiten. Dabei wurde mit Spülraten von 8,7 bis 10,3 Nm<sup>3</sup>/min gespült, wobei als Medium Argon oder Stickstoff verwendet wurden.

Der Sauerstoffdurchfluss bzw. die Lanzenhöhe wurden wie in **Abbildung 3- 9** gewählt. Der Öffnungswinkel des Düsenkopfes der Sauerstofflanze betrug 23°.

Im weiteren Teil der Arbeit ist die Versuchsserie V durch die Legendenbeschriftung „142 sec Spülen“ gekennzeichnet.

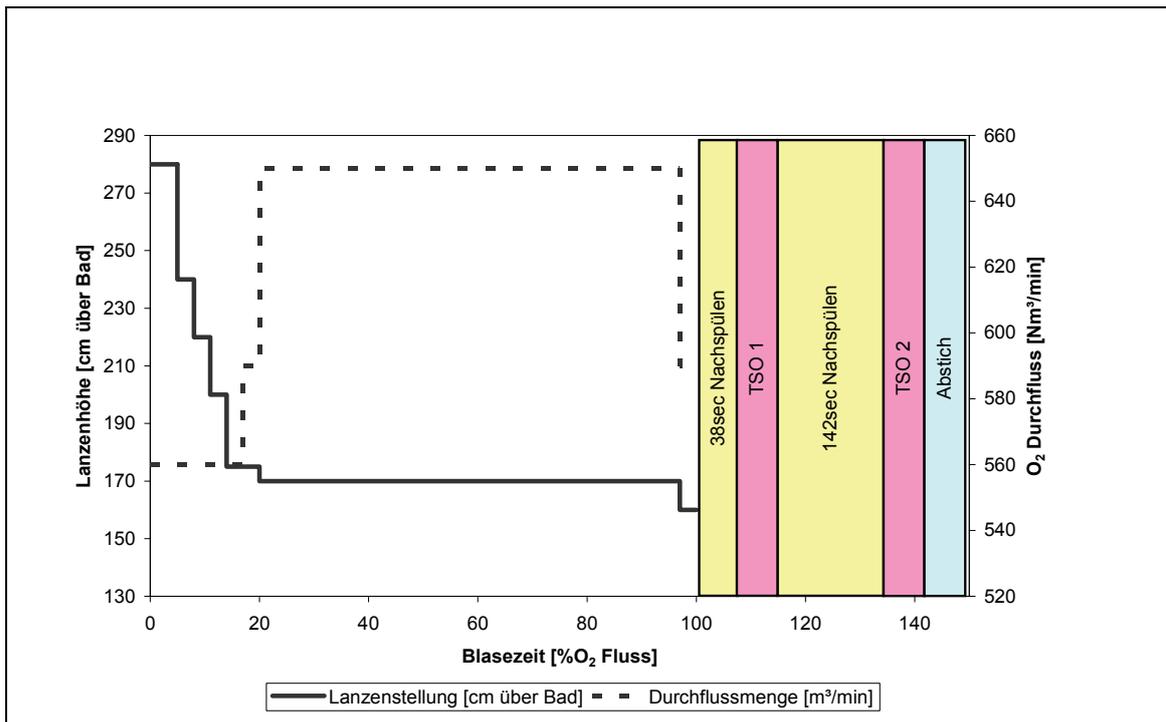


Abbildung 3- 9: Schematischer Ablauf der Versuchsserie V

### 3.9 Versuchsserie VI – Einfluss des Probenzeitpunkts

In Versuchsserie VI war die Vorgehensweise sehr ähnlich wie bei Versuchsserie V; es wurden lediglich unterschiedliche Probennahme – Zeitpunkte gewählt. In **Abbildung 3- 10** ist der Ablauf schematisch dargestellt. Im Vergleich zu Versuchsserie V wurde nach Blasende länger nachgespült (93 sec zu 38 sec), bis die erste Probe gezogen wurde. Im Anschluss an die erste Probennahme wurde 87sec nachgespült. Die Bodenspülrate lag zwischen 8,7 und 10,3 Nm<sup>3</sup>/min und als Medium kamen sowohl Argon als auch Stickstoff zur Anwendung.

Da es zwischen Versuchsserie V und Versuchsserie VI zu Änderungen in der Prozessautomatisierung gekommen ist, wurde vorab die Versuchsserie V wiederholt, um Referenzpunkte für die Versuchsserie VI zu erhalten.

Im weiteren Teil der Arbeit wird die Versuchsserie VI durch die Legendenbeschriftung „87 sec Spülen“ gekennzeichnet.

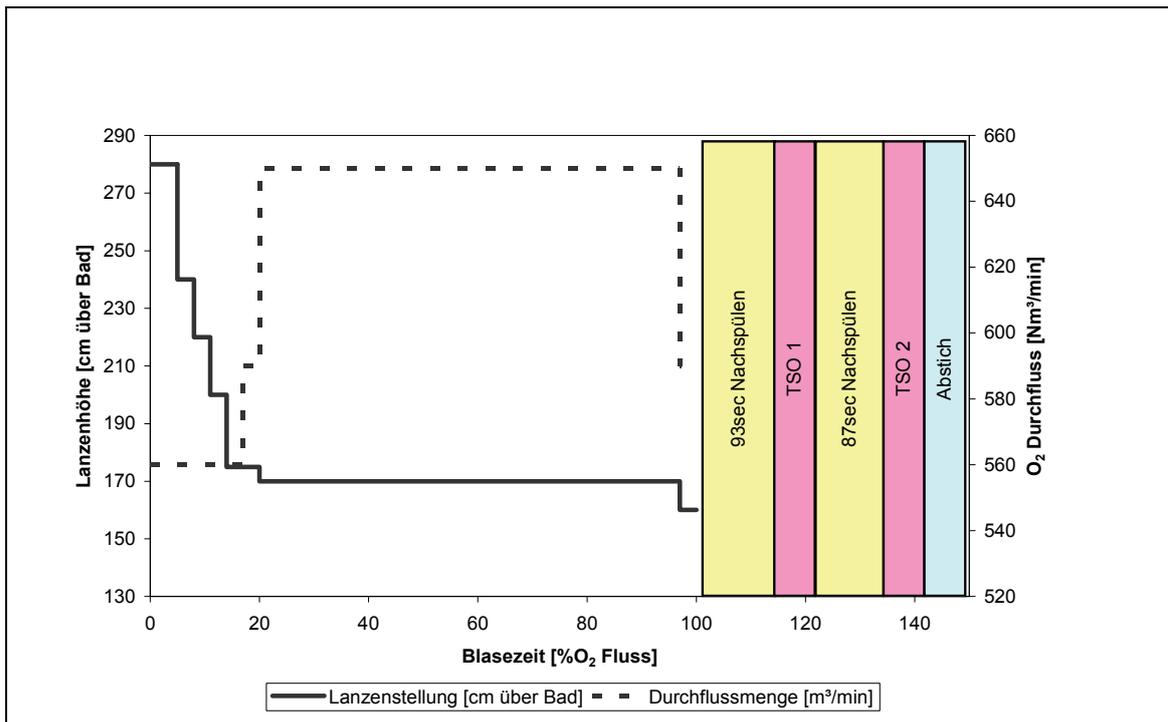


Abbildung 3- 10: Schematischer Ablauf der Versuchsserie VI

## 4 Ergebnisse

### 4.1 Vorgehensweise

Um möglichst vergleichbare Ergebnisse zu erhalten, ist bei der Ergebnisauswertung immer sehr ähnlich vorgegangen worden. In den nachfolgenden Abschnitten sind jene Auswertungen beschrieben, die öfters zur Anwendung kamen.

#### 4.1.1 Statistische Betrachtung

Zu Beginn der Auswertung wurden jeweils Mittelwerte und Standardabweichungen von folgenden Parametern berechnet:

- Roheisenanalyse
- Sollanalyse zu Blasende
- Stahlanalyse nach dem Hauptblasen
- Schlackenanalyse nach dem Hauptblasen
- Temperatur und Sauerstoffaktivität nach dem Hauptblasen
- Zugabesätze (z.B. Kalksatz)

Des Weiteren wurden Verteilungen zwischen Stahlbad und Schlacke berechnet. Diese Schritte wurden für den Vergleich zwischen „altem“ und „neuem“ Konverter sowie für die Versuchsserien I bis IV durchgeführt.

#### 4.1.2 Metallurgische Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt

In diesem Teil der Auswertung, der ebenfalls beim Vergleich zwischen „altem“ und „neuem“ Konverter sowie bei den Versuchsreihen I bis IV angewendet wurde, wurden Einflussgrößen auf die Entphosphorung untersucht. Dabei handelt es sich um folgende Analysen bzw. Parameter, die jeweils dem Phosphorgehalt des Rohstahls gegenüber gestellt wurden:

- Phosphorgehalt des Roheisens
- Kohlenstoff- und Mangangehalt des Rohstahls
- Eisen-, MgO- und P<sub>2</sub>O<sub>5</sub>-Gehalt der Schlacke und Basizität
- Abstichtemperatur

#### 4.1.3 Differenzierte Betrachtung

Um die Vergleichbarkeit der Daten noch weiter zu steigern, wurden aus den Versuchsdaten lediglich jene Schmelzen ausgewählt, die der Werksmarke 30A004M10Z8Z12TISI2#S entsprachen. Aufgrund der punktuellen Betrachtung können diese Ergebnisse nur als Trend betrachtet werden, eine statistisch sichere Aussage lässt sich daraus aber nicht treffen. In **Tabelle 4- 1** ist für diese untersuchte Stahlqualität die Zielanalyse zu Blasende angeführt. Bei der Auswertung sind folgende Analysen, Parameter bzw. Zusammenhänge näher analysiert worden:

- Phosphorgehalt des Roheisens
- Rohstahlanalyse (Kohlenstoff-, Mangan-, Phosphor- und Schwefelgehalt)
- Schlackenanalyse (Eisen- und MgO-Gehalt)
- Schlackenbasizität
- Abstichtemperatur
- Phosphor-, Mangan- und Schwefelverteilung zwischen Schlacke und Stahlbad
- Entphosphorungsgrad
- Sauerstoffaktivität
- Kalksatz

**Tabelle 4- 1:** Zielanalyse der untersuchten Werksmarke 30A004M10Z8Z12TISI2#S

Element	Zielgehalt [%]
C	0,03
Mn	0,12
P	0,006
S	0,011

## 4.2 Vergleich „alter“ und „neuer“ Konverter

### 4.2.1 Statistische Betrachtung

Die Ergebnisse sind in **Tabelle 4- 2** dargestellt. Im untersuchten Zeitraum sind die Roheisenanalysen ähnlich. In Reise 33 ist die Einbringung von Kohlenstoff, Silizium und Mangan durch das Roheisen geringfügig höher.

Die Kohlenstoff- und Mangangehalte zu Blasende sind gleich. Jedoch sind die gemessenen Phosphor- und Schwefelgehalte bei Reise 1 im Mittel um 40 ppm bzw. 6 ppm höher.

Bei den Schlackenzusammensetzungen liegen Unterschiede im Eisengehalt, im  $\text{SiO}_2$  Gehalt, im MgO Gehalt und in der Basizität vor. Der um fast fünf Prozent niedrigere Eisengehalt der Schlacke in Reise 1 gegenüber Reise 33 kann als mögliche Ursache für die schlechte Entphosphorung gesehen werden. Durch den geringeren Eisengehalt kommt es zu einer schlechteren Auflösung des Kalks, wodurch die Basizität sinkt. Der um 1% höhere MgO Gehalt führt zu einer höheren Viskosität der Schlacke, wodurch unter anderem die Entphosphorungsreaktion gehemmt wird. Der erhöhte  $\text{SiO}_2$  Gehalt der Schlacke in Reise 1 kann mit dem größeren FeSi Eintrag begründet werden.

Die berechneten Standardabweichungen zeigen, dass in Reise 1 die Streuung bei fast allen Analysen gleich oder höher ist als bei Reise 33. Dies ist ein Indiz für die geringere Treffsicherheit während der Reise 1.

Tabelle 4- 2: Mittelwerte und Standardabweichungen

	Element, Parameter	Reise 33		Reise 01		Delta
		Mittelwert	STABW	Mittelwert	STABW	
Roheisenanalyse	C [wt%]	4,46	0,12	4,33	0,15	0,13
	Si [wt%]	0,39	0,15	0,31	0,14	0,08
	Mn [wt%]	0,70	0,08	0,62	0,09	0,08
	P [wt%]	0,062	0,006	0,062	0,005	0,0004
	S [wt%]	0,005	0,003	0,005	0,002	0,0000
Sollanalyse zu Blasende	C [wt%]	0,029	0,004	0,030	0,005	-0,001
	Mn [wt%]	0,22	0,05	0,21	0,05	0,01
	P [ppm]	97,7	61,8	108,6	64,8	-10,8
	S [ppm]	97,6	46,2	111,7	42,0	-14,0
Stahlanalyse zu Blasende	C [wt%]	0,026	0,006	0,025	0,006	0,001
	Mn [wt%]	0,15	0,05	0,14	0,05	0,01
	P [ppm]	64,6	31,8	104,0	44,3	-39,4
	S [ppm]	77,7	28,0	83,5	31,5	-5,8
Schlackenanalyse zu Blasende	Fe [wt%]	22,0	2,1	17,3	2,8	4,66
	CaO [wt%]	42,7	3,3	42,9	3,2	-0,23
	SiO <sub>2</sub> [wt%]	11,5	1,9	15,1	2,6	-3,53
	MgO [wt%]	5,1	0,9	6,1	0,9	-0,99
	Mn [wt%]	6,1	0,8	5,6	1,0	0,50
	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> [wt%]	1,4	0,2	1,3	0,2	0,07
	S [wt%]	0,05	0,01	0,04	0,01	0,01
	Basizität B2	3,6	0,5	2,9	0,5	0,70
	Temperatur [°C]	1639	32	1639	33	0,2
	O Aktivität [ppm]	625	137	687	180	-62
Zugabesätze	Kalksatz [kg/t RST]	29,8	16,5	42,3	15,7	-12,5
	LD Schlacken Satz [kg/t RST]	14,1	3,8	3,2	1,0	10,8
	Brikettsatz [kg/t RST]	16,9	9,7	5,2	5,6	11,8
	Magnesitsatz [kg/t RST]	5,2	0,9	9,4	1,8	-4,2
	FeSi Satz [kg/t RST]	2,4	2,1	4,4	2,4	-2,0

In **Tabelle 4- 3** sind berechnete Verteilungen für Schlacke – Stahl bzw. der Entphosphorungsgrad für Reise 33 und Reise 1 dargestellt. Vor allem die Phosphorverteilung zeigt drastische Unterschiede, was wiederum die verschlechterten Phosphorergebnisse widerspiegelt. Selbiges Bild zeigt der um 6,5 Prozentpunkte verschlechterte Entphosphorungsgrad der Reise 1.

**Tabelle 4- 3:** Verteilungen

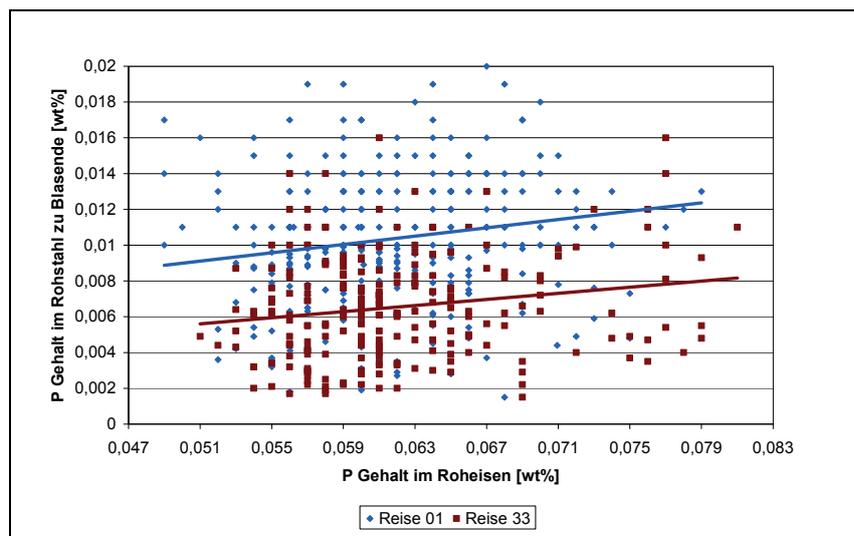
	Reise 33		Reise 01		Delta
	Mittelwert	STABW	Mittelwert	STABW	
(Mn)/([Mn])	45,4	13,1	41,1	11,3	4,3
(P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> )/[P]	302,4	148,0	142,4	73,2	160,0
(S)/[S]	7,3	1,5	4,5	1,3	2,8
Entphosphorungsgrad	89,5	4,9	83,0	6,9	6,6

#### 4.2.2 Metallurgische Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt

Wie in **Abschnitt 4.2.1** festgehalten, sind die Phosphorgehalte zwischen Reise 33 und Reise 1 stark unterschiedlich. Aus diesem Grund wird in diesem Teil der Arbeit verstärkt auf Zusammenhänge bzgl. der Entphosphorung eingegangen.

Bei der Entphosphorungsreaktion handelt es sich um einen sehr komplexen chemischen Prozess, da es viele Einflussfaktoren gibt. Die wichtigsten sind der Phosphorgehalt des Roheisens, die Rohstahlzusammensetzung, die Schlackenzusammensetzung bzw. die Abstichtemperatur.

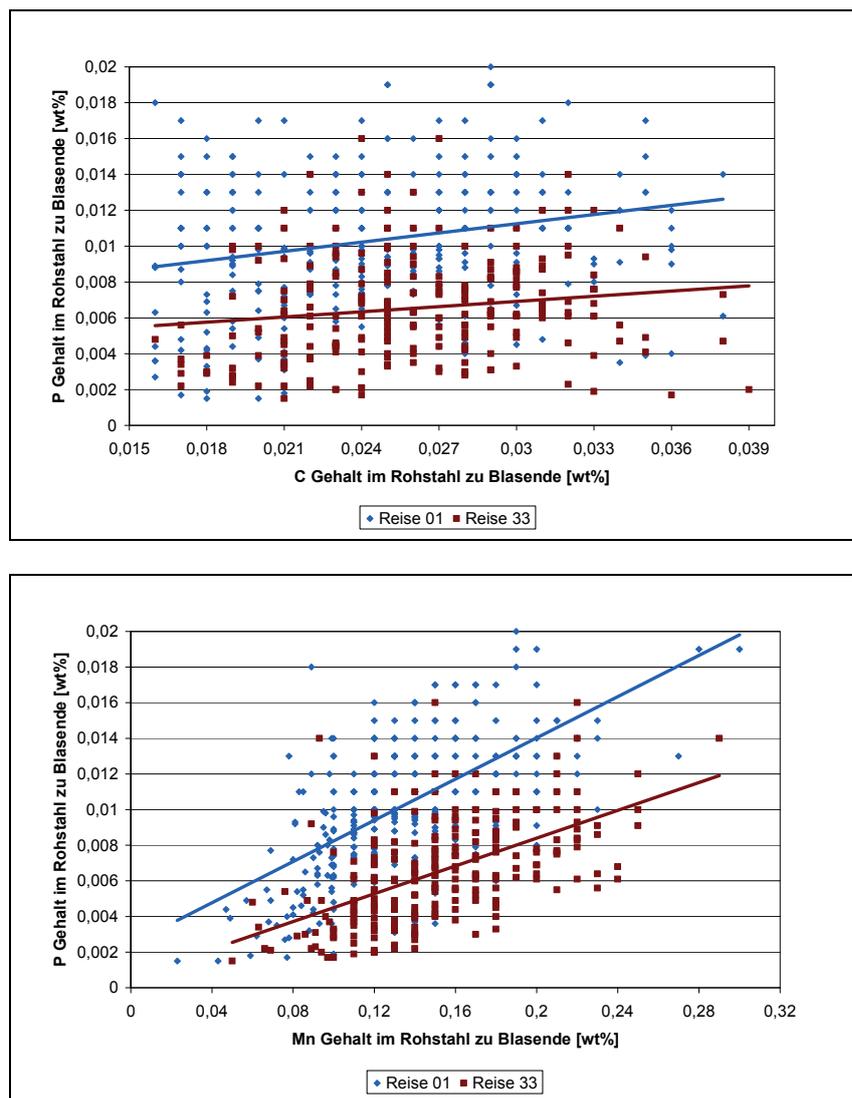
In **Abbildung 4- 1** ist vergleichend für die Reise 33 und die Reise 1 die Abhängigkeit des Phosphorgehalts des Rohstahls vom Phosphorgehalt des Roheisens dargestellt. Wie aus der Theorie bekannt, führen höhere Phosphorgehalte im Roheisen zu höheren Phosphorgehalten im Rohstahl. Dieser Trend zeigt sich sowohl bei Reise 1 als auch bei Reise 33, ersichtlich durch die ähnlichen Steigungen der Trendlinien (0,117 für Reise 1 und 0,085 für Reise 33). Jedoch sind die Trendlinien auf der Ordinate verschoben (0,0032 für Reise 1 und 0,0013 für Reise 33). Dies bedeutet demnach, dass bei Reise 1 die Entphosphorung gehemmt abläuft, denn bei gleichem Phosphoreintrag liegt ein höherer Phosphorgehalt im Rohstahl vor.



**Abbildung 4- 1:** Einfluss des Phosphorgehalts des Roheisens

In **Abbildung 4- 2** sind die Einflüsse des Kohlenstoff- und des Mangangehalts auf den Phosphorgehalt des Rohstahls grafisch veranschaulicht. Aufgrund der Kopplung von Mangan mit Phosphor steigt der Phosphorgehalt mit zunehmendem Mangangehalt an. Der Kohlenstoffgehalt hat Einfluss auf die Entphosphorung. Bei niedrigsten Kohlenstoffanforderungen wird mehr Sauerstoff aufgeblasen, um den Sollgehalt zu erreichen. Somit wird also auch der Phosphorgehalt absinken, da gegen Blasende eine starke Entphosphorungsreaktion stattfindet. Diese Zusammenhänge zeigen sich ebenfalls bei der praktischen Auswertung.

Wiederum sind die beiden linearen Trendlinien, die die Reise 1 bzw. die Reise 33 symbolisieren, auf der y – Achse verschoben. Dies bedeutet, dass Schmelzen des „neuen“ Tiegels (Reise 1) höhere Phosphorgehalte liefern als jene des „alten“ (Reise 33).



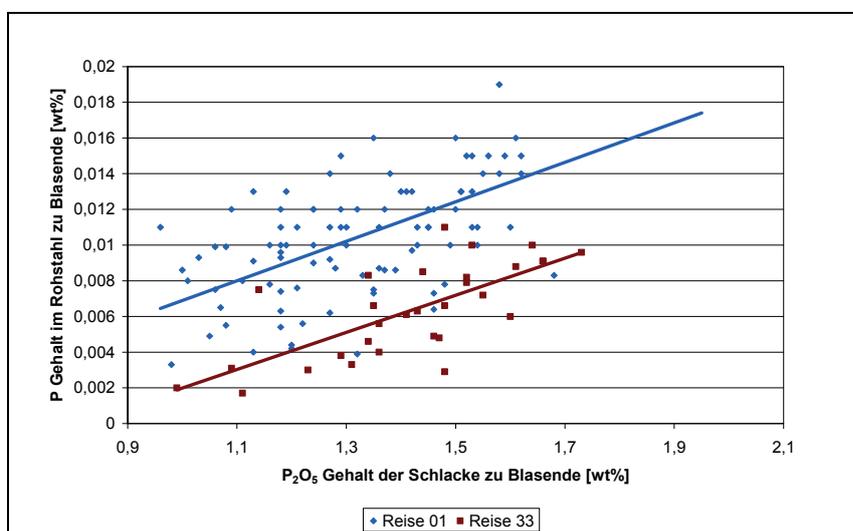
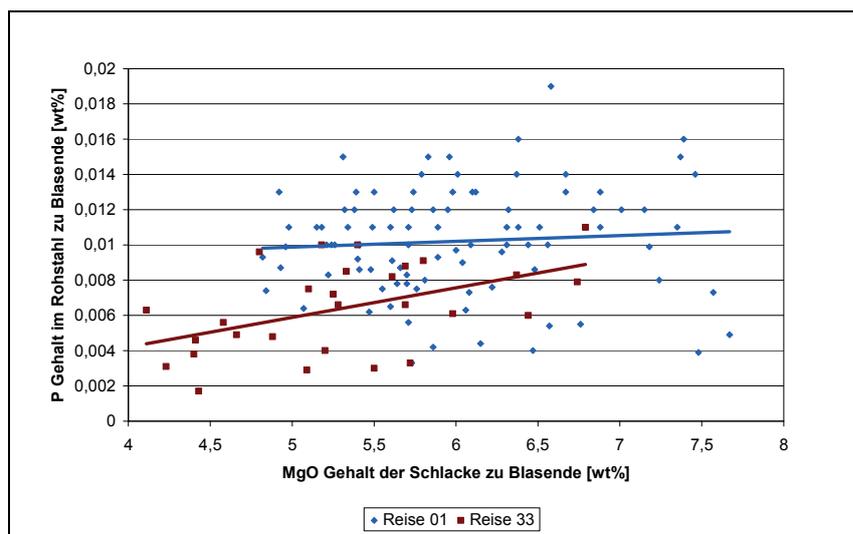
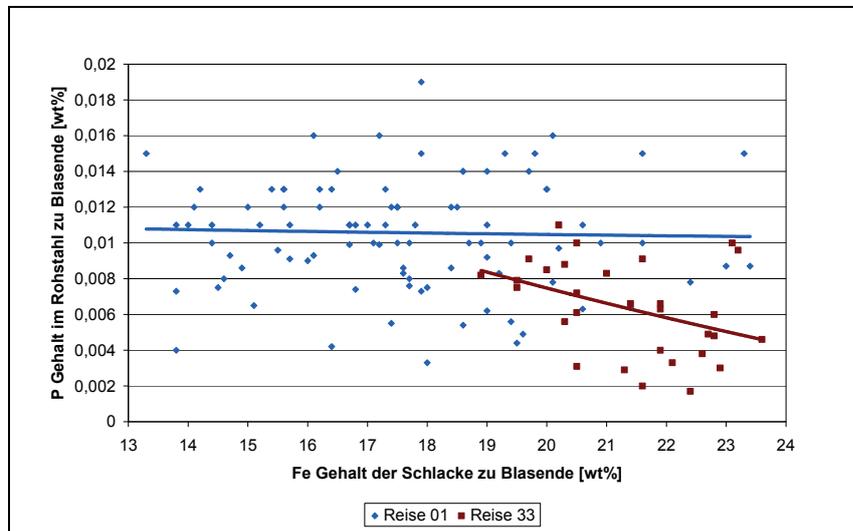
**Abbildung 4- 2:** Einfluss der Rohstahlzusammensetzung  
(Oben: Kohlenstoffgehalt; Unten: Mangangehalt)

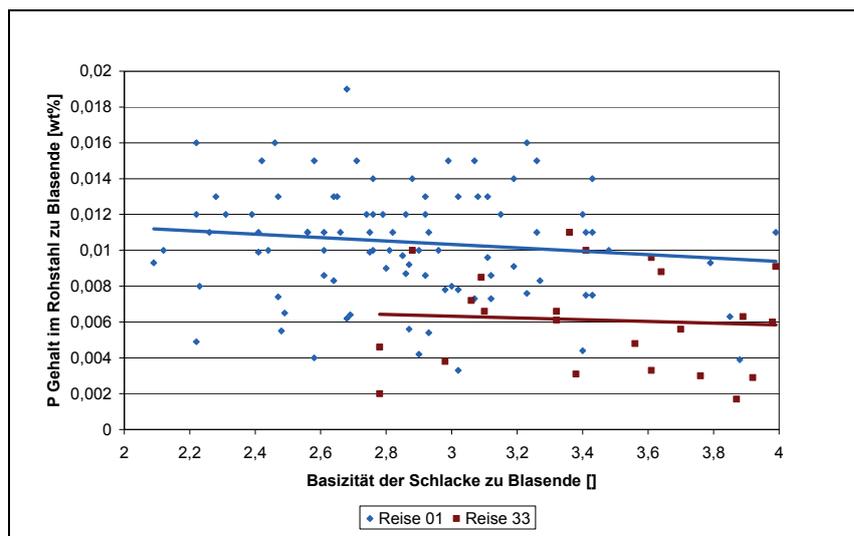
Aus **Abbildung 4- 3** wird der Einfluss der Schlackenzusammensetzung ersichtlich. In Reise 33 liegen höhere Eisengehalte der Schlacke ( $19 \% < Fe < 24 \%$ ) als in Reise 1 ( $13 \% < Fe < 24 \%$ ) vor. Die geringeren Eisenverluste führen zu einer schlechteren Kalkauflösung, wodurch der für die Entphosphorung wirksame Anteil geringer wird.

Weiters wird ersichtlich, dass erhöhte MgO Gehalte die Phosphorgehalte erhöhen. In Reise 33 wurden aufgrund der geringeren Magnesiummenge (vgl. dazu **Tabelle 4- 2**) teilweise geringere MgO Gehalte gemessen.

Es kann auch der bekannte theoretische Zusammenhang festgestellt werden, dass mit steigenden  $P_2O_5$  Gehalten der Schlacke der Phosphorgehalt im Rohstahl ansteigt.

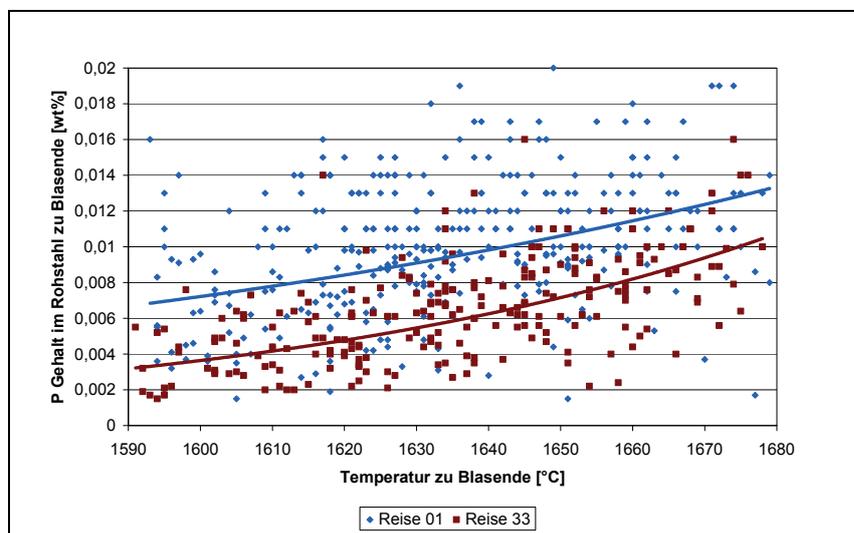
Bei allen Teilabbildungen (vgl. dazu **Abbildung 4- 3**) sind (wie bereits bei dem Einflussparameter Stahlzusammensetzung festgestellt) alle Trendlinien für Reise 1 zu höheren Werten verschoben.





**Abbildung 4- 3:** Einfluss der Schlackenzusammensetzung  
 (Oben: Eisengehalt, Mitte-1: MgO Gehalt; Mitte-2: P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> Gehalt Unten: Basizität)

Als letzter untersuchter Parameter ist in **Abbildung 4- 4** der Einfluss der Abstichtemperatur auf den Phosphorgehalt dargestellt. Es zeigt sich die aus der Theorie bekannte Beziehung, dass der Phosphorgehalt mit zunehmender Temperatur ansteigt, da exotherme Reaktionen bei erhöhter Temperatur erschwert ablaufen.

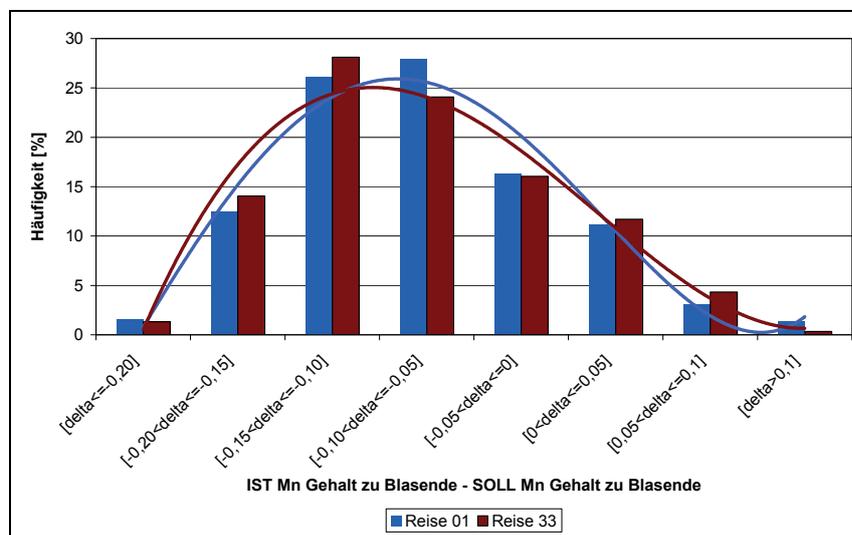


**Abbildung 4- 4:** Einfluss der Abstichtemperatur

### 4.2.3 Zielerreichung

In diesem Teil der Auswertung wurden die gemessenen Analysenwerte mit den Sollwerten zu Blasende verglichen. Das heißt, für die Elemente Kohlenstoff, Mangan, Phosphor und Schwefel wurde die Differenz zwischen Ist und Soll Gehalt berechnet. Diese Differenzen wurden dann in sinnvolle Klassen unterteilt und in Histogrammen dargestellt.

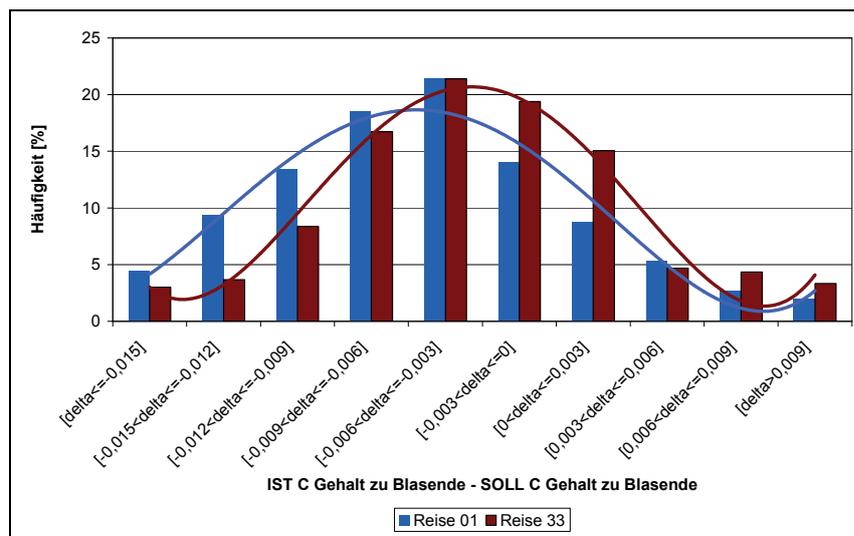
Beispielhaft ist in **Abbildung 4- 5** das Histogramm für die Zielerreichung des Mangan- gehalts dargestellt. Es sind keine wesentlichen Unterschiede zwischen dem „alten“ und „neuen“ Konverter erkennbar.



**Abbildung 4- 5:** Zielerreichung Mangan

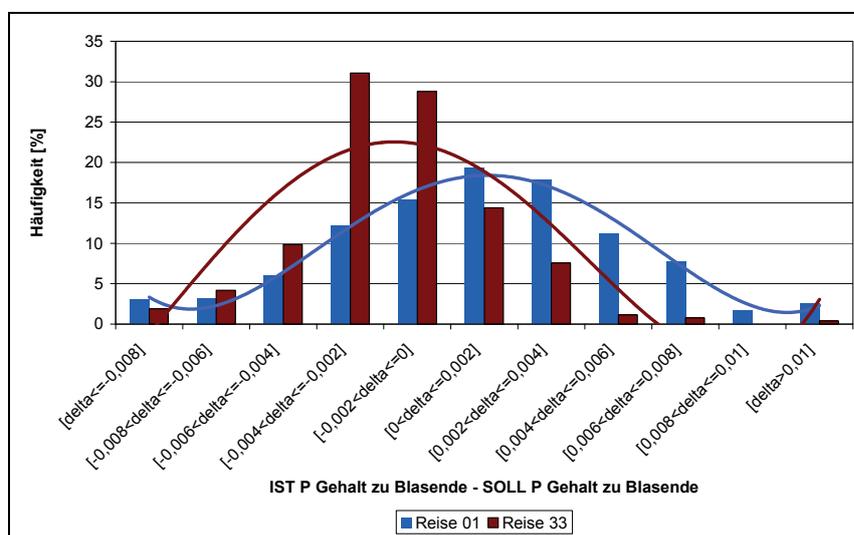
**Abbildung 4- 6** zeigt das erstellte Histogramm für den Kohlenstoffgehalt. In Reise 1 zeigen sich niedrigere Kohlenstoffgehalte im Rohstahl als in Reise 33. Dies bedeutet, dass bessere Entkohlungsbedingungen beim „neuen“ Tiegel vorliegen. Folglich muss das Prozessmodell adaptiert werden, um ein teilweises „Überblasen“ der Schmelze zu verhindern.

Das Histogramm veranschaulicht ebenfalls, dass die polynomisch angenäherte Hüllkurve der Reise 1 flacher ist als jene der Reise 33. Dieser Sachverhalt tritt auch bei den Elementen Phosphor und Schwefel auf (vgl. dazu **Abbildung 4- 7** und **Abbildung 4- 8**).



**Abbildung 4- 6:** Zielerreichung Kohlenstoff

Für das Element Phosphor sind die Ergebnisse in **Abbildung 4- 7** angeführt. In Reise 33 liegt das Maximum der Hüllkurve in der Klasse  $-0,004 < P < -0,002$ . Dies bedeutet, dass der Zielphosphorgehalt um 20 bis 40 ppm unterschritten wird. In Reise 1 streut die Kurve um die Klasse  $0 < P < 0,002$ . Dies weist darauf hin, dass der Zielphosphorgehalt um bis zu 20 ppm überschritten wird.



**Abbildung 4- 7:** Zielerreichung Phosphor

In **Abbildung 4- 8** ist das Histogramm für das Element Schwefel dargestellt. Es zeigt, dass in Reise 1 der geforderte Zielgehalt öfter unterschritten wird als in Reise 33. Es muss jedoch festgehalten werden, dass in diesem Diagramm der Schwefeleintrag aus dem Schrott nicht berücksichtigt ist.

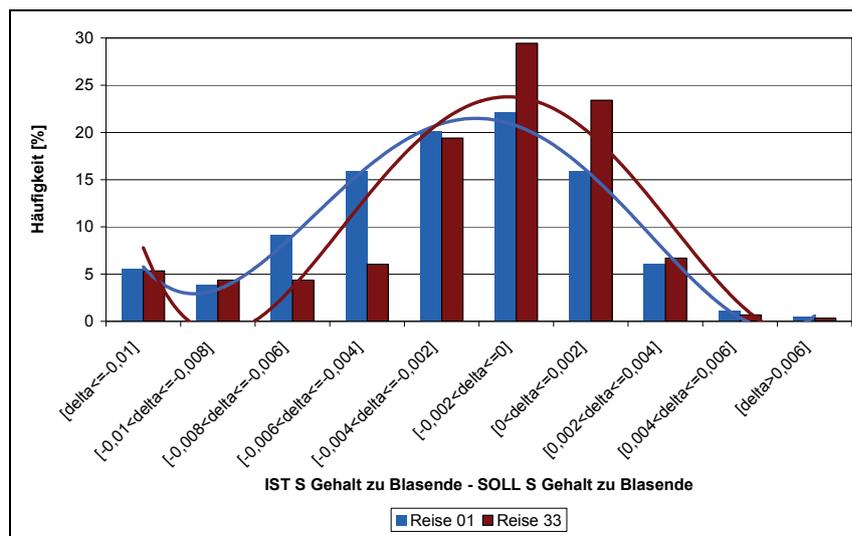


Abbildung 4- 8: Zielerreichung Schwefel

#### 4.2.4 Auswurfcharakteristik

Wie in **Abschnitt 2.2.3** festgehalten ist, soll ein vergrößertes Konvertervolumen zu weniger bzw. nicht so intensiven Auswürfen führen. In **Abbildung 4- 9** ist das Auswurfverhalten der Reise 33 dargestellt. 46% der Schmelzen zeigen Auswürfe, unterteilt in die Kategorien leicht, mittel und stark.

In **Tabelle 4- 4** sind diese Kategorien näher erklärt. Bei einem Auswurf kommt es jeweils zum Absenken der Lanze und zur Drosselung des Sauerstoffdurchflusses. Diese Maßnahmen haben eine kurzzeitige Milderung des Blaseprozesses zur Folge. Welche Stärke von Auswurf vorliegt, entscheidet der Mitarbeiter direkt vor Ort, wodurch die Auswurfcharakteristik eine stark subjektive Einschätzung erhält.

In Reise 1 sind laut Daten des Level 1 bzw. Level 2 Rechners keine Auswürfe im betrachteten Zeitraum vorgekommen. Das vergrößerte Konvertervolumen hat somit ein verbessertes Auswurfverhalten zur Folge. Allerdings bestehen Zweifel hinsichtlich der fehlerfreien Datenaufzeichnung.

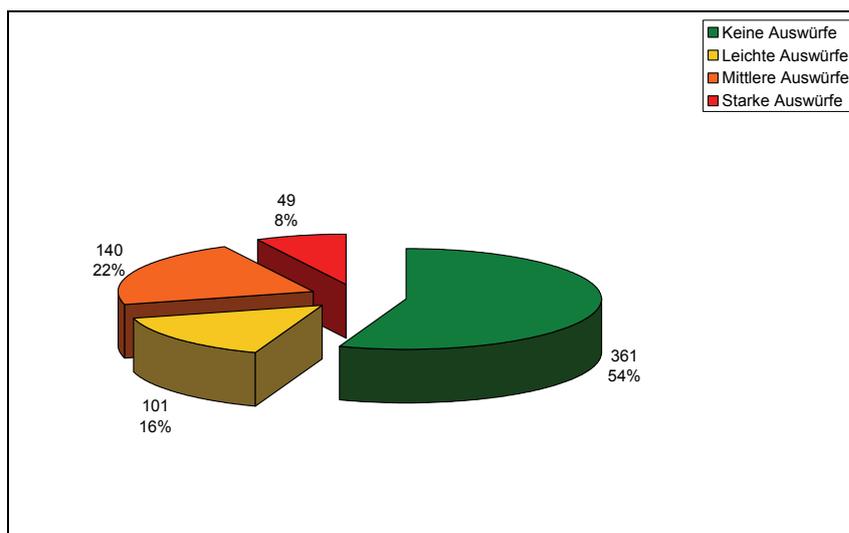


Abbildung 4- 9: Auswurfverhalten in der Reise 33

Tabelle 4- 4: Auswurfkategorien

Kategorie	Absenken der Lanzenhöhe [cm]	Drosselung der Sauerstoffdurchflussmenge [%]
Leichter Auswurf	5	10
Mittlerer Auswurf	10	20
Starker Auswurf	15	30

#### 4.2.5 Kritische Bemerkungen

Die Schmelzen der Reise 33 des alten Tiegels wurden zu Beginn des Jahres 2009 produziert. Da sich zu dieser Zeit der Wirtschaftsmarkt in einer starken Krise befand, wurde versucht die Rohstoffkosten zu senken. Dies zeigt sich in den unterschiedlichen Zugabesätzen der Reise 33 im Vergleich zu Reise 1 (vgl. dazu **Tabelle 4- 2**). Es wurden Anstrengungen unternommen die Kalkmenge teilweise durch LD Schlacke bzw. Briketts zu ersetzen. Des Weiteren wurde der Magnesitsatz verringert, da aufgrund des Gefäßtausches die geforderte Zielhaltbarkeit nicht mehr erreicht werden musste. Diese stark variierenden Zugabesätze beeinflussen die Metallurgie des Prozesses sehr.

Es könnte zu Messungenauigkeiten gekommen sein, da bei Reise 33 ausschließlich und bei Reise 1 teilweise Archivdaten verwendet wurden. Aus den Archivdaten kann unmöglich festgestellt werden, zu welchem Zeitpunkt die Schlackenproben genommen wurden. Bei der Datenauswertung wurde jedoch davon ausgegangen, dass die Proben nach dem Hauptblasen gezogen wurden.

In Reise 1 wurden zahlreiche Versuchsserien durchgeführt. Um für den Vergleich zwischen altem und neuem Konverter ausreichend Datenmaterial zur Verfügung zu haben wurden teilweise auch Versuchsschmelzen für die Gegenüberstellung ausgewählt. Dadurch ist es bei der Ergebnisdarstellung sicher zu Ungenauigkeiten gekommen.

## 4.3 Versuchsserie II – Einfluss der Lanzenhöhe

### 4.3.1 Statistische Betrachtung

In **Tabelle 4- 5** sind die berechneten Mittelwerte und Standardabweichungen für die Versuchsserien I und II dargestellt. Die Roheisenanalysen sind ähnlich; lediglich der Phosphoreintrag ist in Serie II um 50 ppm höher. Die Sollanalysen zu Blasende bzw. die Zugaben von Kalk und FeSi sind ebenfalls vergleichbar. Bei den gemessenen Stahlanalysen zeigen sich nur geringe Unterschiede. Dies würde bedeuten, dass die erhöhte Lanzenstellung keinen Einfluss hat. Allerdings ist, wie bereits angemerkt, der Phosphoreintrag in Serie II höher. Somit ist es in Serie II zu einer besseren Entphosphorungsreaktion gekommen. Dies spiegelt auch der höhere Entphosphorungsgrad wider, der in **Tabelle 4- 6** angeführt ist.

Die höhere Lanzenstellung führt zu einer besseren Schlackenarbeit, wodurch ebenfalls der Schwefelgehalt im Rohstahl geringfügig absinkt.

Aus **Tabelle 4- 6** wird der positive Einfluss der höheren Lanzenstellung sichtbar, da sich das Verhältnis von  $P_2O_5$  in der Schlacke zum Phosphorgehalt im Rohstahl bei Versuchsserie II zur Schlackenseite hin verschiebt.

Tabelle 4- 5: Mittelwerte und Standardabweichungen

		Serie I „Standardlanzenstellung“ 28 Schmelzen		Serie II „erhöhte Lanzenstellung“ 15 Schmelzen		
Element, Parameter		Mittelwert	STABW	Mittelwert	STABW	Delta
Roheisenanalyse	C [wt%]	4,28	0,14	4,31	0,12	-0,03
	Si [wt%]	0,26	0,13	0,24	0,24	0,02
	Mn [wt%]	0,60	0,10	0,59	0,09	0,00
	P [wt%]	0,060	0,005	0,065	0,008	-0,0052
	S [wt%]	0,006	0,002	0,005	0,002	0,0005
Sollanalyse zu Blasende	C [wt%]	0,029	0,004	0,028	0,004	0,001
	Mn [wt%]	0,192	0,050	0,217	0,056	-0,03
	P [ppm]	79,3	14,9	81,4	19,9	-2,1
	S [ppm]	113,6	29,6	121,4	38,6	-7,9
Stahlanalyse zu Blasende	C [wt%]	0,024	0,003	0,025	0,005	-0,001
	Mn [wt%]	0,140	0,031	0,143	0,034	0,00
	P [ppm]	123,0	22,7	116,8	26,6	6,2
	S [ppm]	100,3	32,8	94,7	36,1	5,6
Schlackenanalyse zu Blasende	Fe [wt%]	17,0	2,8	16,4	2,7	0,59
	CaO [wt%]	42,0	3,3	43,9	3,6	-1,89
	SiO <sub>2</sub> [wt%]	15,7	2,2	14,6	2,7	1,11
	MgO [wt%]	6,1	0,7	6,0	0,5	0,17
	Mn [wt%]	5,7	0,9	5,3	0,8	0,39
	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> [wt%]	1,3	0,2	1,4	0,2	-0,02
	S [wt%]	0,04	0,02	0,04	0,01	0,00
	Basizität B2	2,7	0,3	2,8	0,3	-0,07
	Temperatur [°C]	1640	17	1640	23	0,3
	O Aktivität [ppm]	742	117	669	127	73
Kalksatz [kg/t RST]	44,5	11,5	44,7	10,7	-0,2	
Si Eintrag [kg/t RST]	4,9	1,6	4,5	1,8	0,3	

Tabelle 4- 6: Verteilungen

	Serie I		Serie II		Delta
	Mittelwert	STABW	Mittelwert	STABW	
(Mn)/([Mn])	42,0	8,1	38,5	7,9	3,5
(P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> )/[P]	112,7	22,7	122,1	31,3	-9,5
(S)/[S]	3,8	1,5	4,4	1,4	-0,5
Entphosphorungsgrad	79,3	4,4	81,9	4,1	-2,6

### 4.3.2 Metallurgische Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt

In diesem Teil werden wiederum die wesentlichen Einflussgrößen auf die Entphosphorung behandelt, wobei die erstellten Diagramme dem **Anhang A.1** zu entnehmen sind.

In **Tabelle 4- 7** sind die Ergebnisse der Untersuchung zusammengefasst. Im linken Teil der Tabelle sind die untersuchten Einflussgrößen aufgelistet und in der rechten Spalte deren Auswirkungen auf den Phosphorgehalt im Rohstahl. Dies bedeutet, dass sich mit zunehmender Einflussgröße der Phosphorgehalt im Rohstahl unterschiedlich verhält. Zum Beispiel würde ein steigender MgO Gehalt der Schlacke zu einem Ansteigen des Phosphorgehalts im Rohstahl führen (symbolisiert durch einen Pfeil nach oben). Umgekehrt bedeutet ein steigender Eisengehalt der Schlacke ein Absinken des Phosphorgehalts im Rohstahl (symbolisiert durch einen Pfeil nach unten).

Des Weiteren kann festgehalten werden, dass eine erhöhte Lanzenstellung zu einer verbesserten Entphosphorung führt. Begründet werden kann dies (wie im **Abschnitt 2.4.1** beschrieben) mit der weicheren Blasecharakteristik des Sauerstoffstrahls. Die Anhebung der Lanze führt zu einem geringeren Eindringen des Sauerstoffstrahls in das Bad, die Schlackenbildung wird verstärkt und die Kapazität der Schlacke erhöht.

Metallurgisch betrachtet führen höhere Lanzenstellungen zu vermehrten Eisenverlusten in die Schlacke, welche für die Kalkauflösung eine entscheidende Rolle spielen. Dies ist für die Entphosphorung wichtig, da Eisen als Flussmittel wirkt und somit die Kalkauflösung fördert. Kalk soll möglichst in gelöster Form vorliegen; freier Kalk ist metallurgisch nicht wirksam und soll somit vermieden werden.

**Tabelle 4- 7:** Zusammenfassung der Ergebnisse

Einflussgröße	Phosphor Gehalt im Rohstahl zu Blasende
P Gehalt Roheisen	↑
C Gehalt Rohstahl	↑
Mn Gehalt Rohstahl	↑
Fe Gehalt Schlacke	↓
MgO Gehalt Schlacke	↑
P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> Gehalt Schlacke	↑
Basizität der Schlacke	↓
Abstichtemperatur	↑

### 4.3.3 Differenzierte Betrachtung

Wie bereits in **Abschnitt 4.3.2** erwähnt führt eine erhöhte Lanzenstellung zu einer geringfügigen Verbesserung des Phosphorgehalts im Rohstahl. Dieser Zusammenhang kann auch bei der Betrachtung der Werksmarke 30A004M10Z8Z12TISI2#S festgestellt werden.

Die erhöhte Lanzenstellung führt trotz eines höheren Phosphorgehalts im Roheisen (vgl. dazu **Abbildung 4- 10**) zu einem verringerten Phosphorgehalt im Rohstahl (vgl. dazu **Abbildung 4- 11**).

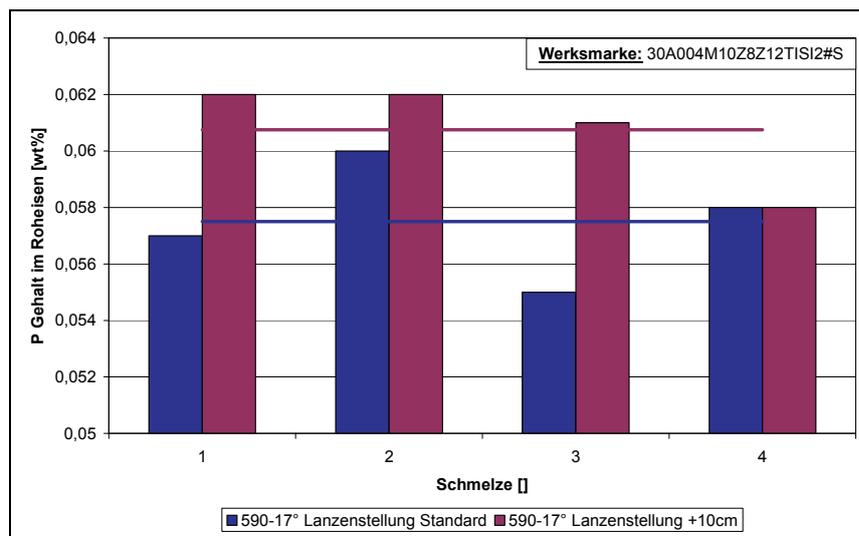


Abbildung 4- 10: Phosphorgehalt im Roheisen

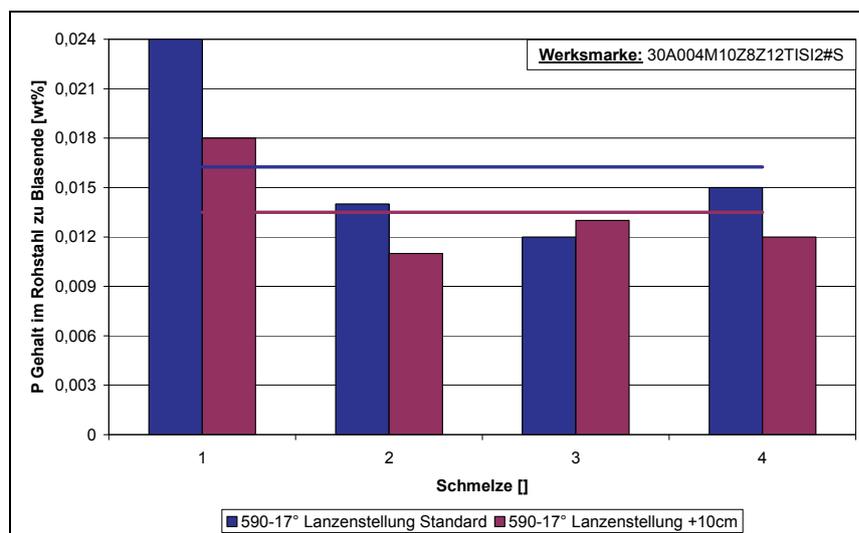


Abbildung 4- 11: Phosphorgehalt im Rohstahl

Eine mögliche Begründung für diese Verbesserung liegt in der Schlackenzusammensetzung. Wie aus **Abbildung 4- 12** ersichtlich, führt das weichere Blasen zu einem Anstieg des Eisengehalts in der Schlacke. Dadurch kann – wie bereits im theoretischen Teil erwähnt – eine höhere Schlackenbasizität erzielt werden (vgl. dazu **Abbildung 4- 13**), obwohl der Kalksatz in der Versuchsserie II geringer ist (vgl. dazu **Abbildung 4- 14**). Dies bedeutet, dass für eine optimale Entphosphorung höhere Eisengehalte in der Schlacke notwendig sind.

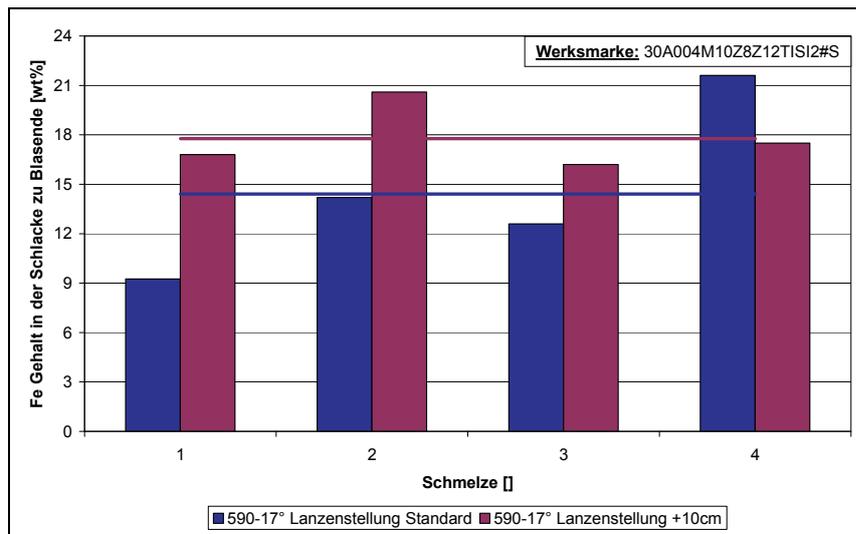


Abbildung 4- 12: Eisengehalt der Schlacke

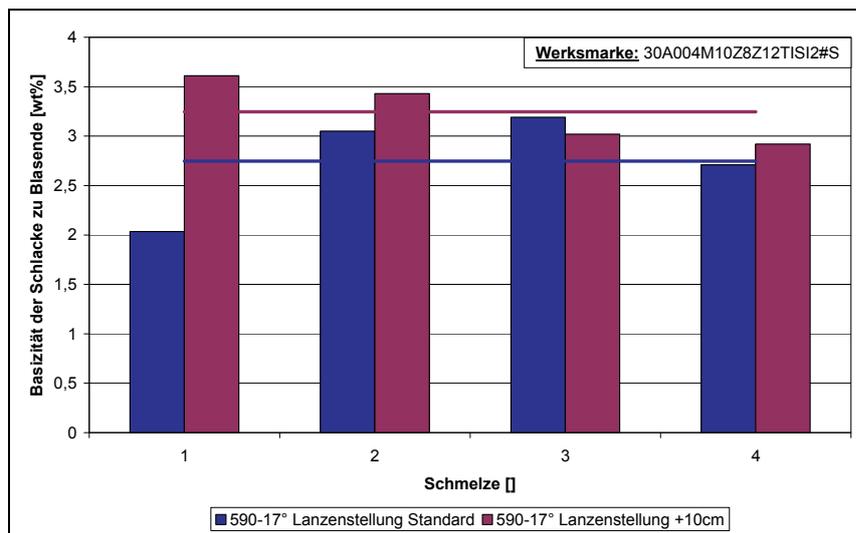


Abbildung 4- 13: Basizität der Schlacke

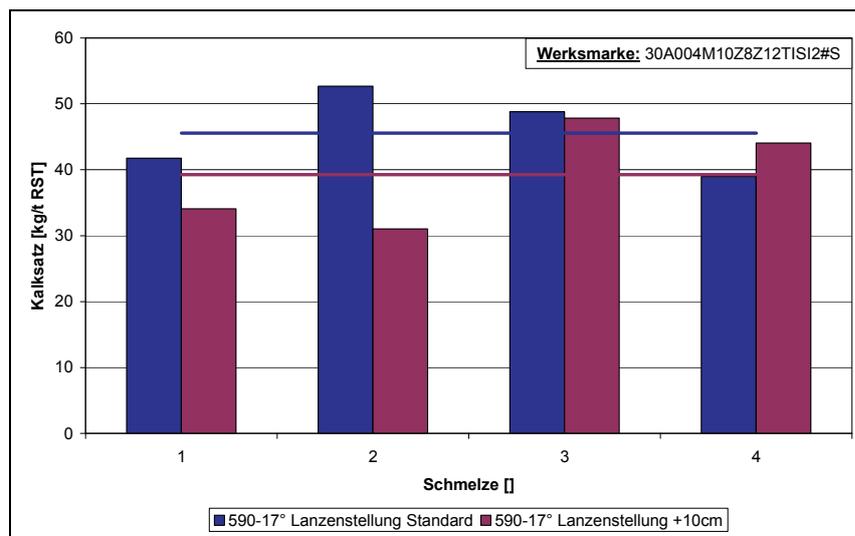


Abbildung 4- 14: Kalksatz

Abbildung 4- 15 verdeutlicht, dass in Versuchserie I die Abstichtemperatur im Mittel um ca. 13°C niedriger als in Versuchsserie II ist. Für eine gute Entphosphorung sind niedrigere Temperaturen vorteilhaft. Bei Versuchsserie II stellt sich trotz der höheren Temperatur ein geringerer Phosphorgehalt ein (vgl. dazu **Abbildung 4- 11**). Dies bedeutet, dass bei gleichen Abstichtemperaturen, die erhöhte Lanzenstellung zu noch besseren Ergebnissen führen sollte.

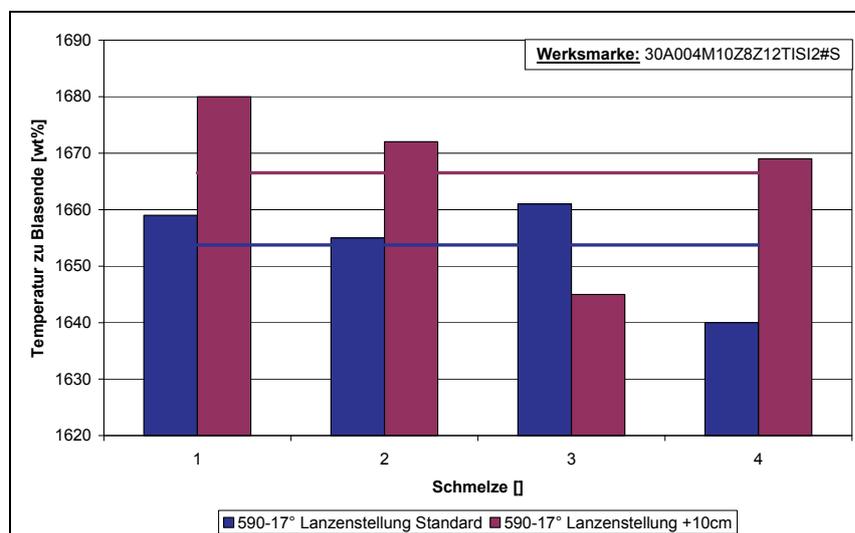
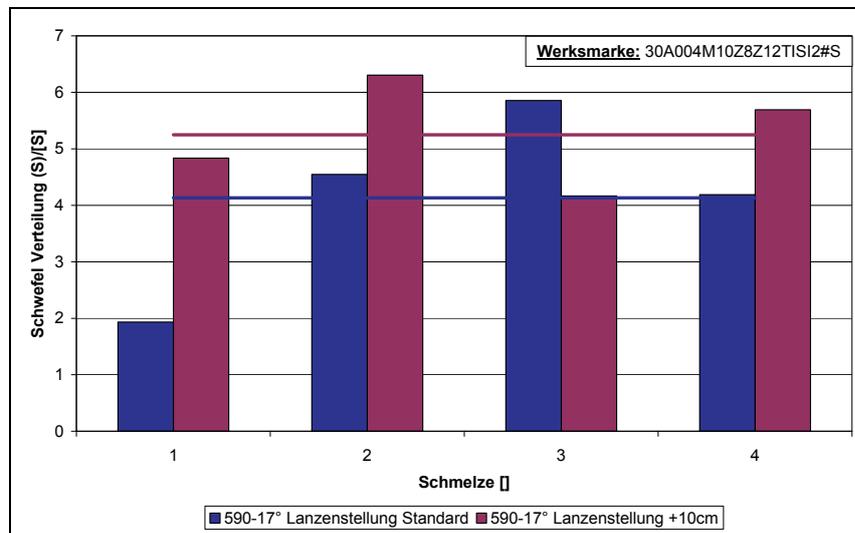


Abbildung 4- 15: Abstichtemperatur

Aus **Abbildung 4- 16** ist die positive Veränderung des Schwefelgehalts im Rohstahl durch eine erhöhte Lanzenstellung abzulesen. Erhöhte Lanzenstellungen führen zu Vergrößerungen der Reaktionsoberflächen. Die Entfernung des Schwefels verläuft haupt-

sächlich über die Grenzflächenreaktion Schlacke – Metallbad und dafür sind große Reaktionsoberflächen vorteilhaft.



**Abbildung 4- 16:** Schwefelgehalt

Für alle weiteren untersuchten Analysen bzw. Parameter konnten keine Zusammenhänge festgestellt werden (vgl. dazu **Anhang B.1**)

## 4.4 Versuchsserie III – Einfluss der Düsenkopfgeometrie

### 4.4.1 Statistische Betrachtung

Zu Beginn wurden die aufgezeichneten Versuchsdaten wiederum statistisch analysiert, wobei die berechneten Mittelwerte und Standardabweichungen in **Tabelle 4- 8** angeführt sind.

Daraus wird ersichtlich, dass das chargierte Roheisen eine ähnliche Zusammensetzung hat, lediglich der Phosphoreintrag durch das Roheisen ist in Serie III höher. Die Sollanalysen zu Blasende sind ebenfalls vergleichbar.

Ein wesentlicher Unterschied zeigt sich in der Rohstahlzusammensetzung, da in der Versuchsserie III ein um ca. 20 ppm geringerer Phosphorgehalt gemessen wurde als in Versuchserie I. Mögliche Gründe dafür sind, die etwas geringere Abstichtemperatur bzw. der geringere MgO Gehalt der Schlacke.

Die zu erwartenden höheren Eisengehalte der Schlacke bei Versuchsserie III können in der statistischen Betrachtung nicht festgestellt werden. Eine mögliche Begründung ist die Kopplung von Kohlenstoff im Rohstahl mit dem Eisengehalt in der Schlacke, denn bei höheren Kohlenstoffgehalten kommt es zu einer geringeren Eisenverschlackung. Der Eisengehalt in der Schlacke lag bei Versuchsserie I und III bei jeweils ca. 17 %. Der gemessene Kohlenstoffgehalt im Rohstahl war jedoch bei Serie III um 0,002 % höher. Dies bedeutet, bei gleichen Kohlenstoffgehalten in den Versuchsreihen I und III würden sich bei Serie III höhere Eisengehalte in der Schlacke einstellen.

In **Tabelle 4- 9** sind die berechneten Verteilungen bzw. der Entphosphorungsgrad dargestellt. Hier zeigt sich ebenfalls der positive Einfluss des gesteigerten Spreizwinkels, da die Verschlackung des Phosphors zunimmt. Dadurch vergrößert sich auch der Entphosphorungsgrad. Die geänderte Düsenkopfgeometrie hat keinen Einfluss auf die Verteilungen des Mangans bzw. des Schwefels.

Tabelle 4- 8: Mittelwerte und Standardabweichungen

		Serie I „Standardlanzenstellung“ 28 Schmelzen		Serie III „Düsenkopfgeometrie“ 15 Schmelzen			
		Element, Parameter	Mittelwert	STABW	Mittelwert	STABW	Delta
Roheisenanalyse	C [wt%]	4,28	0,14	4,42	0,09	-0,13	
	Si [wt%]	0,26	0,13	0,31	0,17	-0,05	
	Mn [wt%]	0,60	0,10	0,64	0,06	-0,04	
	P [wt%]	0,060	0,005	0,066	0,005	-0,0064	
	S [wt%]	0,006	0,002	0,005	0,001	0,0009	
Sollanalyse zu Blasende	C [wt%]	0,029	0,004	0,028	0,007	0,001	
	Mn [wt%]	0,192	0,050	0,191	0,044	0,00	
	P [ppm]	79,3	14,9	85,7	14,5	-6,4	
	S [ppm]	113,6	29,6	114,3	17,9	-0,7	
Stahlanalyse zu Blasende	C [wt%]	0,024	0,003	0,026	0,004	-0,002	
	Mn [wt%]	0,140	0,031	0,144	0,039	0,00	
	P [ppm]	123,0	22,7	103,4	20,0	19,6	
	S [ppm]	100,3	32,8	89,2	20,9	11,1	
Schlackenanalyse zu Blasende	Fe [wt%]	17,0	2,8	17,1	3,1	-0,09	
	CaO [wt%]	42,0	3,3	42,2	2,5	-0,19	
	SiO <sub>2</sub> [wt%]	15,7	2,2	16,2	2,9	-0,52	
	MgO [wt%]	6,1	0,7	5,6	0,5	0,51	
	Mn [wt%]	5,7	0,9	5,9	0,9	-0,19	
	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> [wt%]	1,3	0,2	1,4	0,2	-0,06	
	S [wt%]	0,04	0,02	0,03	0,01	0,01	
	Basizität B2	2,7	0,3	2,7	0,4	0,05	
	Temperatur [°C]	1640	17	1636	29	4,7	
	O Aktivität [ppm]	742	117	677	140	65	
	Kalksatz [kg/t RST]	44,5	11,5	44,4	13,2	0,1	
Si Eintrag [kg/t RST]	4,9	1,6	5,2	1,8	-0,4		

Tabelle 4- 9: Verteilungen

	Serie I		Serie III		Delta
	Mittelwert	STABW	Mittelwert	STABW	
(Mn)/([Mn])	42,0	8,1	42,7	9,2	-0,6
(P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> )/[P]	112,7	22,7	140,9	32,1	-28,3
(S)/[S]	3,8	1,5	3,9	1,0	0,0
Entphosphorungsgrad	79,3	4,4	84,4	2,9	-5,1

#### 4.4.2 Metallurgische Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt

In **Tabelle 4- 10** sind die Ergebnisse zusammengefasst, wobei die erstellten Diagramme dem **Anhang A.2** zu entnehmen sind. Steigende Eisengehalte und eine höhere Aufnahmekapazität der Schlacke führen zu geringeren Phosphorgehalten. Des Weiteren soll der Phosphoreintrag durch das Roheisen minimiert werden, der Blasend-Kohlestoffgehalt gering gehalten werden und die Abstichtemperatur gesenkt werden, um eine optimale Entfernung des Phosphors zu erreichen. Ebenfalls soll der MgO Gehalt der Schlacke begrenzt werden, um die Reaktivität der Schlacke aufrecht zu erhalten.

Ein weiteres Ergebnis dieses Untersuchungsschrittes ist, dass die Steigerung des Spreizwinkels von 17° auf 23° zu einer Verbesserung in der Entphosphorung führt. Begründet werden kann diese Verbesserung mit der veränderten Charakteristik des Sauerstoffstrahls (vgl. **Abschnitt 2.4.2**). Die Anhebung des Winkels führt zu einer größeren Brennfleckfläche; die Reaktionsoberfläche wächst an und somit wird die Kinetik der Entphosphorungs-Reaktion verbessert. Des Weiteren führt der gesteigerte Spreizwinkel zu einem geänderten Geschwindigkeitsfeld des Sauerstoffstrahls. Dies hat zur Konsequenz, dass die Eindringung in das Metallbad geringer ist, wodurch wiederum eine weichere Blasecharakteristik vorliegt, welche für eine optimale Schlackenbildung anzustreben ist.

**Tabelle 4- 10:** Zusammenfassung der Ergebnisse

Einflussgröße	Phosphor Gehalt im Rohstahl zu Blasende
P Gehalt Roheisen	↑
C Gehalt Rohstahl	↑
Mn Gehalt Rohstahl	↑
Fe Gehalt Schlacke	↓
MgO Gehalt Schlacke	↑
P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> Gehalt Schlacke	↑
Basizität der Schlacke	↓
Abstichtemperatur	↑

#### 4.4.3 Differenzierte Betrachtung

Bei der Betrachtung der Stahlqualität 30A004M10Z8Z12TISI2#S zeigt sich ein ähnliches Bild wie im vorherigen Abschnitt. Wie aus **Abbildung 4- 17** ersichtlich, führt die geänderte Düsenkopfgeometrie zu einer Verbesserung im Phosphorgehalt. Begründet werden kann dies durch den höheren Eisengehalt der Schlacke (vgl. dazu **Abbildung 4- 18**) und der damit verbundenen Basizitätserhöhung (vgl. dazu **Abbildung 4- 19**). Die weichere Blasecharakteristik des Versuchsdüsenkopfs führt zu einer höheren Eisenverschlackung, wodurch die Kalkauflösung besser vonstatten geht. Dadurch steigt die Basizität an. Jedoch muss angemerkt werden, dass in Versuchsserie III im Mittel der Kalkeintrag höher war (vgl. dazu **Abbildung 4- 20**).

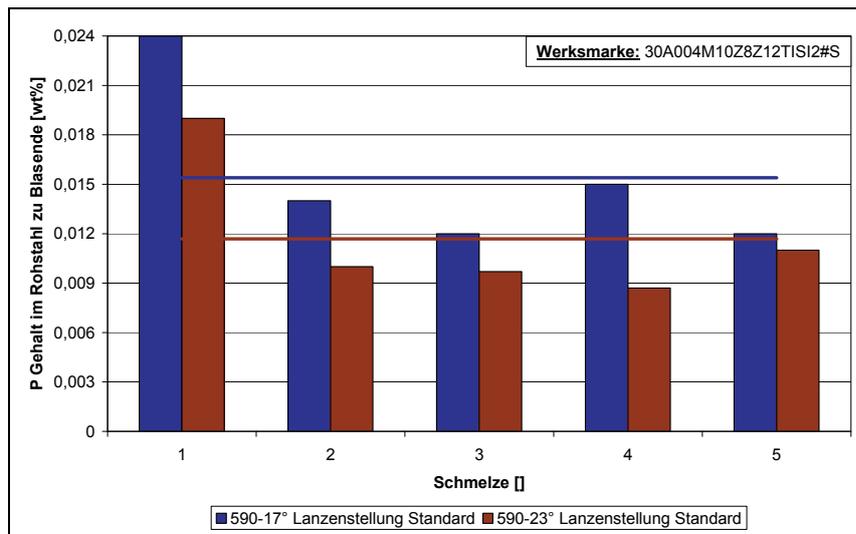


Abbildung 4- 17: Phosphorgehalt im Rohstahl

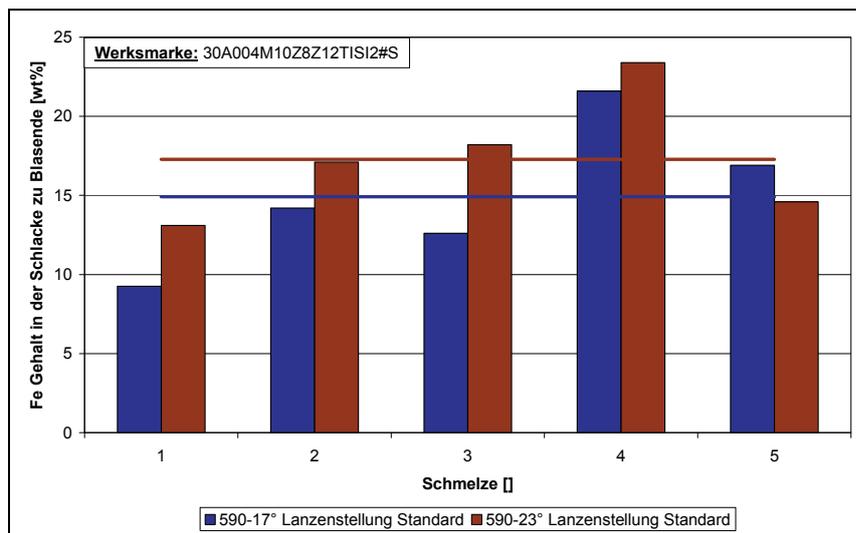


Abbildung 4- 18: Eisengehalt der Schlacke

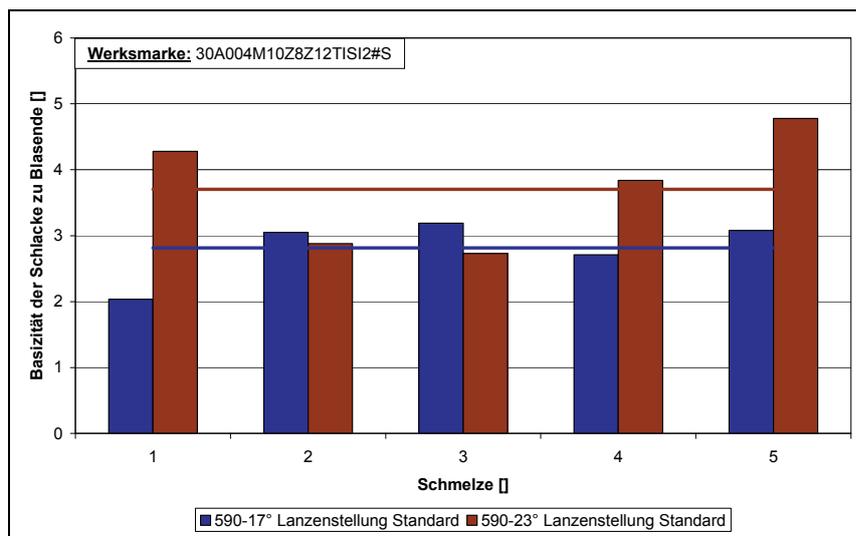


Abbildung 4- 19: Basizität der Schlacke

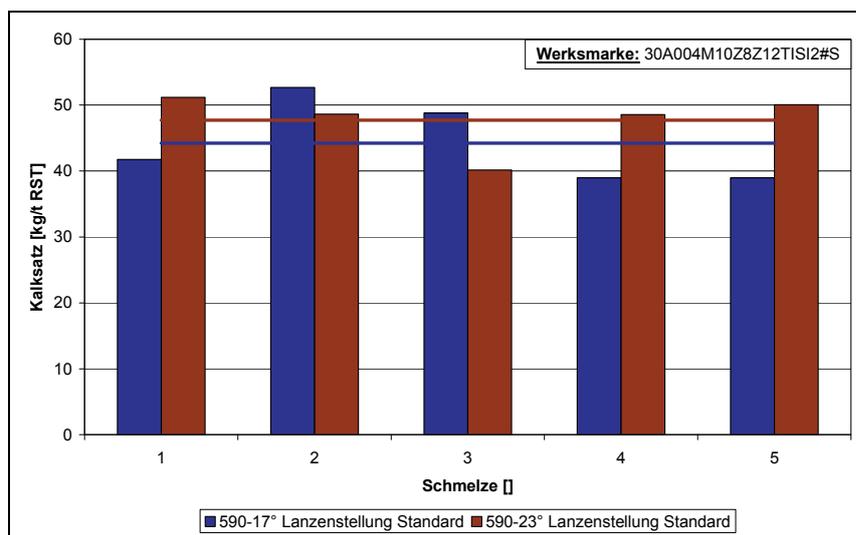


Abbildung 4- 20: Kalksatz

Da sich trotz des höheren Phosphorgehalts im Roheisen (vgl. dazu **Abbildung 4- 21**) und der erhöhten Abstichtemperatur (vgl. dazu **Abbildung 4- 22**) in Versuchsserie III ein geringer Endphosphorgehalt einstellt, kann davon ausgegangen werden, dass die Entphosphorung effektiver abläuft.

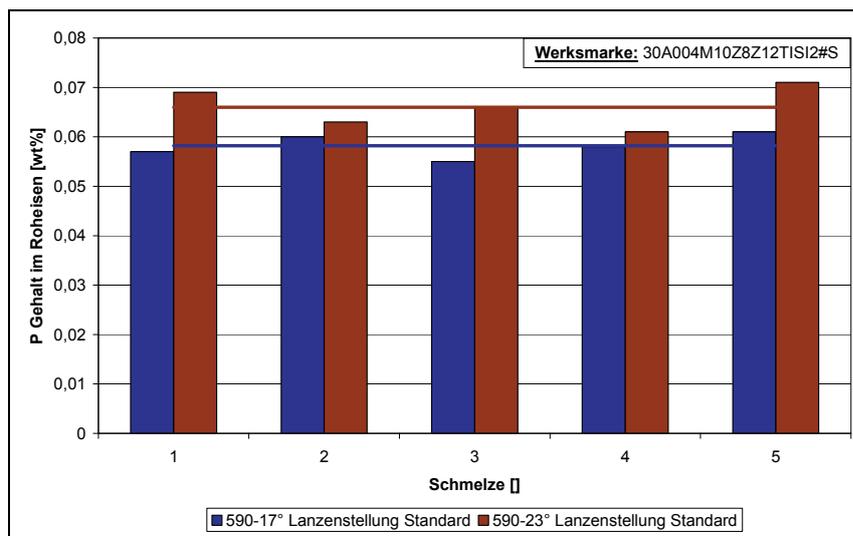


Abbildung 4- 21: Phosphorgehalt im Roheisen

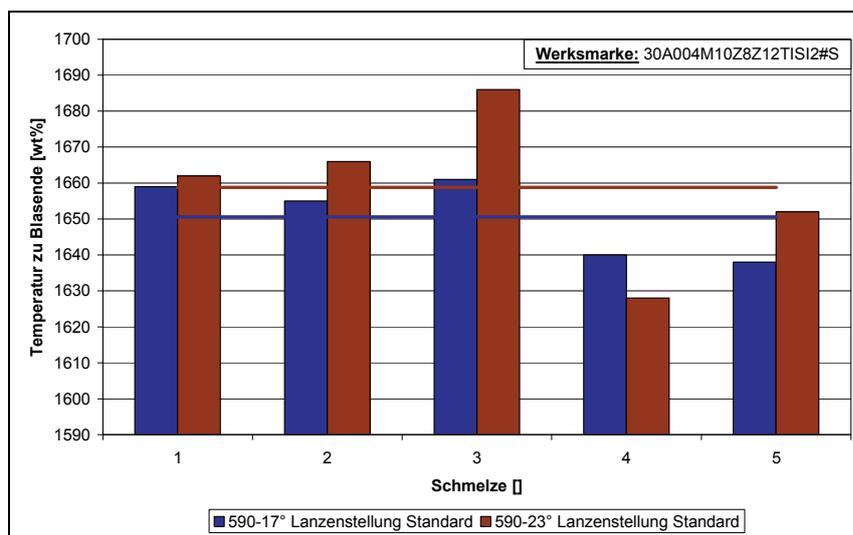
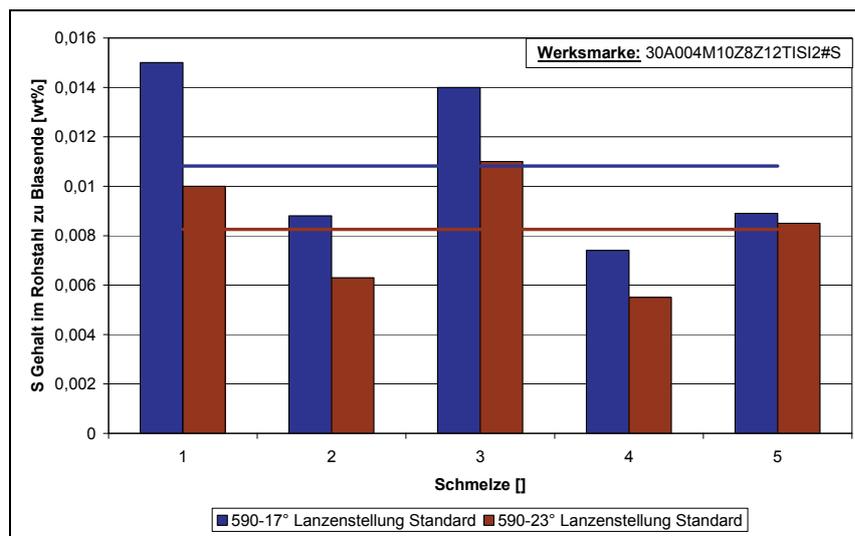


Abbildung 4- 22: Abstichttemperatur

Abschließend kann (wie in **Abbildung 4- 23** dargestellt) festgehalten werden, dass in Versuchsserie III ein geringerer Schwefelgehalt im Rohstahl gemessen wurde. Begründet werden kann dies durch den höheren Kalksatz sowie durch die bessere Schlackenarbeit.



**Abbildung 4- 23:** Schwefelgehalt

Für alle weiteren untersuchten Analysen bzw. Parameter konnten keine Zusammenhänge festgestellt werden (vgl. dazu **Anhang B.2**)

## 4.5 Versuchsserie IV – Einfluss der Sauerstoffdurchflussmenge

### 4.5.1 Statistische Betrachtung

In **Tabelle 4- 11** sind die berechneten Mittelwerte und Standardabweichungen für die Versuchsserie III und IV angeführt. Da die Sollanalysen bzw. die Analysen von Roheisen, Stahl und Schlacke sowie die restlichen untersuchten Parameter ähnlich sind, kann davon ausgegangen werden, dass die erhöhte Sauerstoffdurchflussmenge keinen wesentlichen Einfluss auf die Ergebnisse hat. Dies stimmt jedoch nicht mit den theoretischen Überlegungen überein, denn wie in **Abschnitt 2.4.3** erläutert, nimmt die Eindringtiefe mit erhöhtem Sauerstoffdurchfluss zu und damit liegt ein „härteres Blasen“ vor. Allerdings wurde in dieser Versuchsserie die Lanzenhöhe auch leicht erhöht, wodurch die Eindringung des Strahls sinkt.

Aus **Tabelle 4- 12** wird ersichtlich, dass die Verteilung des Phosphors in Versuchsserie IV kleiner als in Versuchsserie III ist. Dies bedeutet, dass die härtere Blasecharakteristik durch die gesteigerte Lanzenhöhe nicht vollständig kompensiert werden kann.

Aus wirtschaftlicher Sicht bringt die gesteigerte Sauerstoffrate Vorteile, da sich die Blasezeit im Mittel um ca. 1,5 Minuten verkürzt. Hochgerechnet würde dies bei einer mittleren Tap-to-Tap Zeit von 40 Minuten eine Ersparnis von ca. 54 Minuten pro Tag und Konverter bringen.

Tabelle 4- 11: Mittelwerte und Standardabweichungen

		Serie III „Düsenkopfgeometrie“ 28 Schmelzen		Serie IV „Sauerstoffdurchfluss“ 19 Schmelzen		
Element, Parameter		Mittelwert	STABW	Mittelwert	STABW	Delta
Roheisenanalyse	C [wt%]	4,42	0,09	4,36	0,16	0,06
	Si [wt%]	0,31	0,17	0,26	0,11	0,05
	Mn [wt%]	0,64	0,06	0,65	0,07	-0,01
	P [wt%]	0,066	0,005	0,064	0,005	0,0018
	S [wt%]	0,005	0,001	0,004	0,002	0,0005
Sollanalyse zu Blasende	C [wt%]	0,028	0,007	0,029	0,002	-0,002
	Mn [wt%]	0,191	0,044	0,226	0,056	-0,03
	P [ppm]	85,7	14,5	82,2	15,2	3,5
	S [ppm]	114,3	17,9	101,1	30,3	13,2
Stahlanalyse zu Blasende	C [wt%]	0,026	0,004	0,028	0,004	-0,001
	Mn [wt%]	0,144	0,039	0,149	0,027	-0,01
	P [ppm]	103,4	20,0	98,3	19,3	5,0
	S [ppm]	89,2	20,9	87,0	35,8	2,2
Schlackenanalyse zu Blasende	Fe [wt%]	17,1	3,1	17,0	1,8	0,15
	CaO [wt%]	42,2	2,5	43,5	2,1	-1,31
	SiO <sub>2</sub> [wt%]	16,2	2,9	15,6	1,8	0,63
	MgO [wt%]	5,6	0,5	5,8	0,5	-0,16
	Mn [wt%]	5,9	0,9	5,3	0,6	0,58
	P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> [wt%]	1,4	0,2	1,3	0,1	0,12
	S [wt%]	0,03	0,01	0,04	0,02	0,00
	Basizität B2	2,7	0,4	2,8	0,3	-0,16
	Temperatur [°C]	1636	29	1643	19	-7,2
	O Aktivität [ppm]	677	140	650	48	27
Kalksatz [kg/t RST]	44,4	13,2	44,6	12,4	-0,2	
Si Eintrag [kg/t RST]	5,2	1,8	5,6	1,3	-0,4	
Blasezeit [min]	14,3	0,7	12,8	0,7	1,5	

Tabelle 4- 12: Verteilungen

	Serie III		Serie IV		Delta
	Mittelwert	STABW	Mittelwert	STABW	
(Mn)/([Mn])	42,7	9,2	36,4	6,3	6,3
(P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> )/[P]	140,9	32,1	135,5	29,1	5,4
(S)/[S]	3,9	1,0	4,4	0,7	-0,5
Entphosphorungsgrad	84,4	2,9	84,8	2,6	-0,4

#### 4.5.2 Metallurgische Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt

Die Ergebnisse sind in **Tabelle 4- 13** angeführt, wobei alle erstellten Diagramme dem **Anhang A.3** zu entnehmen sind. Es kann festgehalten werden, dass sich zwischen dem Phosphorgehalt im Rohstahl und den untersuchten Einflussgrößen bekannte Zusammenhänge zeigen. Dies bedeutet, dass

- sinkende Phosphorgehalte im Roheisen,
- sinkende Mangan und Kohlstoffgehalte im Roheisen,
- steigende Eisen Gehalte der Schlacke,
- sinkende MgO Gehalte der Schlacke,
- sinkende P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> Gehalte der Schlacke,
- steigende Schlackenbasizitäten (höhere Aufnahmekapazität der Schlacke) und
- sinkende Abstichtemperaturen

positiv auf einen niedrigen Phosphorgehalt im Rohstahl wirken.

Jedoch kann kein eindeutiger Zusammenhang zwischen dem Phosphorgehalt und dem Sauerstoffdurchfluss gefunden werden. Aus der Theorie kann das Ergebnis wie folgt begründet werden (vgl. dazu **Abschnitt 2.4.3**): Die gesteigerte Sauerstoffdurchflussrate führt auf der einen Seite zu einem härteren Blasevorgang, da die Eindringung in das Schmelzbad zunimmt. Dadurch nimmt der Eisengehalt der Schlacke ab, die Aktivität der Schlacke sinkt und es liegen keine optimalen Bedingungen für die Entphosphorung vor. Auf der anderen Seite führt die höhere Flussmenge zu einer Verkürzung der Durchmischungszeit sowie zu einer Steigerung der Tropfenbildungsrate. Diese Faktoren wirken positiv auf die Kinetik der Entphosphorungsreaktion. Die genannten Faktoren, die

sich jeweils unterschiedlich auswirken können, als mögliche Begründung für das nicht aussagekräftige Ergebnis gesehen werden.

**Tabelle 4- 13:** Zusammenfassung der Ergebnisse

Einflussgröße	Phosphor Gehalt im Rohstahl zu Blasende
P Gehalt Roheisen	↑
C Gehalt Rohstahl	↑
Mn Gehalt Rohstahl	↑
Fe Gehalt Schlacke	↓
MgO Gehalt Schlacke	↑
P <sub>2</sub> O <sub>5</sub> Gehalt Schlacke	↑
Basizität der Schlacke	↓
Abstichtemperatur	↑

### 4.5.3 Differenzierte Betrachtung

Abschließend wurde wiederum die Werksmarke 30A004M10Z8Z12TISI2#S begutachtet. Laut **Abbildung 4- 24** führt die gesteigerte Sauerstoffdurchflussmenge zu keiner Änderung in der Entphosphorung. Jedoch weicht die erste Schmelze der Versuchsreihe III sehr stark vom Mittelwert ab. Würde dieses Wertepaar vernachlässigt werden, würde sich die gesteigerte Sauerstoffrate im Mittel schlecht auf den Phosphorgehalt im Rohstahl auswirken. Des Weiteren führt bei Versuchsserie IV der geringere MgO Gehalt zu einer weniger viskosen Schlacke, was sich positiv auf die Phosphorentfernung auswirkt (vgl. dazu **Abbildung 4- 25**).

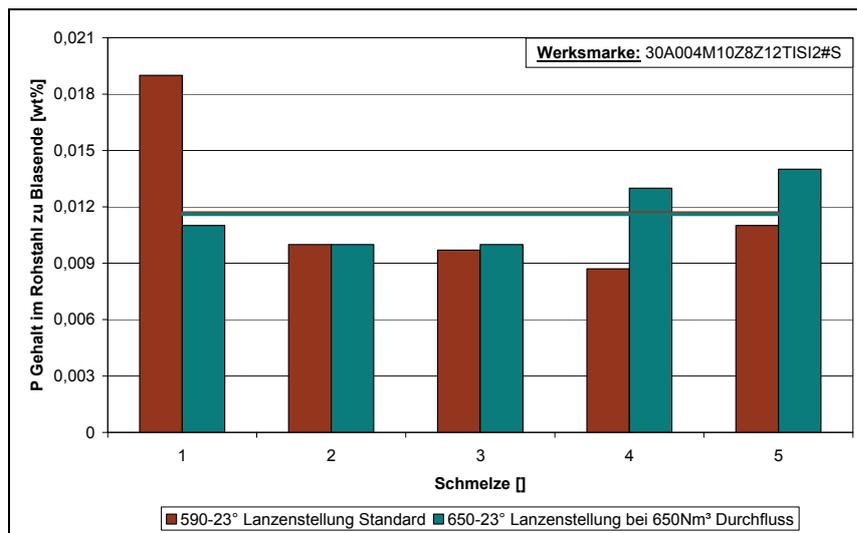


Abbildung 4- 24: Phosphorgehalt

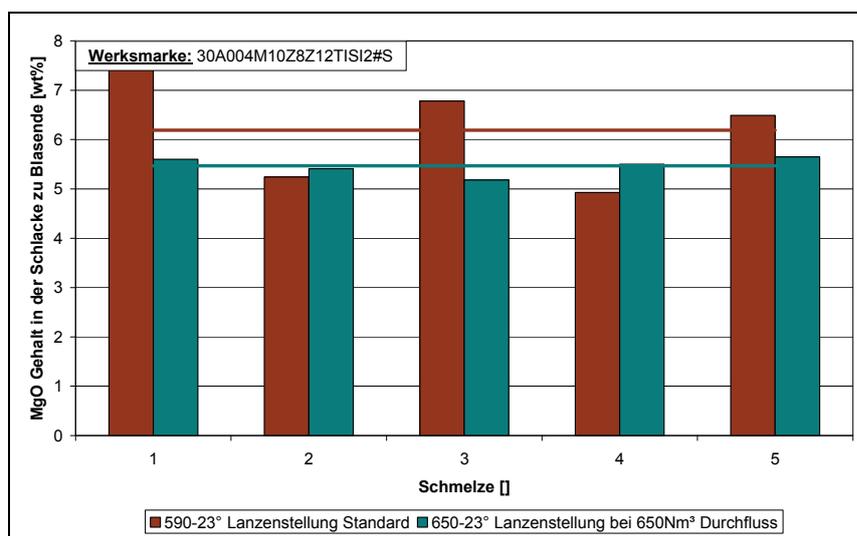


Abbildung 4- 25: MgO Gehalt

Abbildung 4- 26 zeigt die Verschlechterung beim Schwefelgehalt, da aufgrund der kürzeren Blasezeit noch schlechtere kinetische Bedingungen für die Entfernung des Schwefels vorliegen.

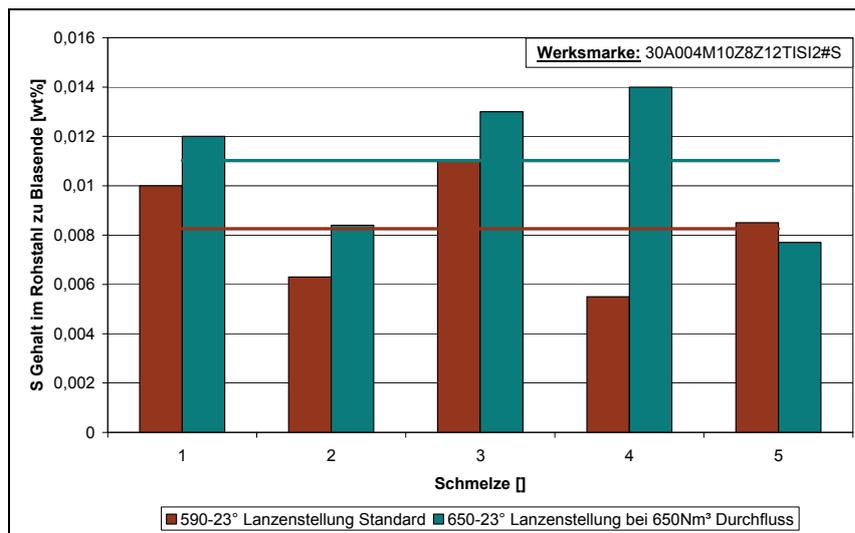


Abbildung 4- 26: Schwefelgehalt

Wie aus der Theorie zu erwarten ist, kommt es mit dem „härteren“ Blasen zu einer geringeren Eisenverschlackung (vgl. dazu **Abbildung 4- 27**)

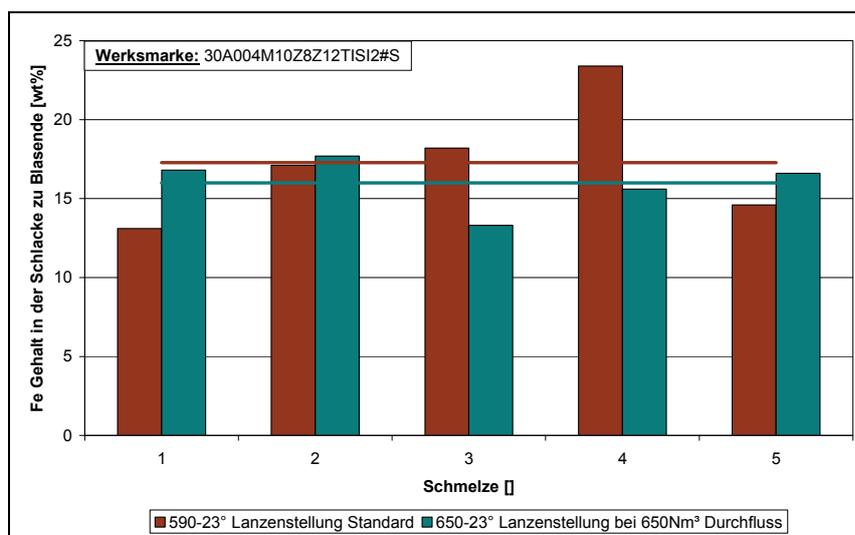


Abbildung 4- 27: Eisengehalt der Schlacke

Für alle weiteren untersuchten Analysen bzw. Parameter konnten keine Zusammenhänge festgestellt werden (vgl. dazu **Anhang B.3**)

## 4.6 Versuchsserie V – Einfluss des Nachspülers

Bei dieser Versuchsserie wurden hauptsächlich Sauerwasserschmelzen produziert. Aus diesem Grunde wurde nur diese Schmelzenqualität für die Auswertung herangezogen. In **Tabelle 4- 14** ist die Zielanalyse dieser Stahlqualität angeführt. Bei dieser Werksmarke wurde jeweils mit einer Spülrate von ca. 8,7 Nm<sup>3</sup>/min mit Stickstoff nachgespült.

Folgende Analysen bzw. Parameter sind hinsichtlich Veränderungen zwischen der ersten und zweiten Probe ausgewertet worden:

- Kohlenstoffgehalt
- Mangengehalt
- Phosphorgehalt
- Schwefelgehalt
- Stickstoffgehalt
- Sauerstoffaktivität
- Temperatur

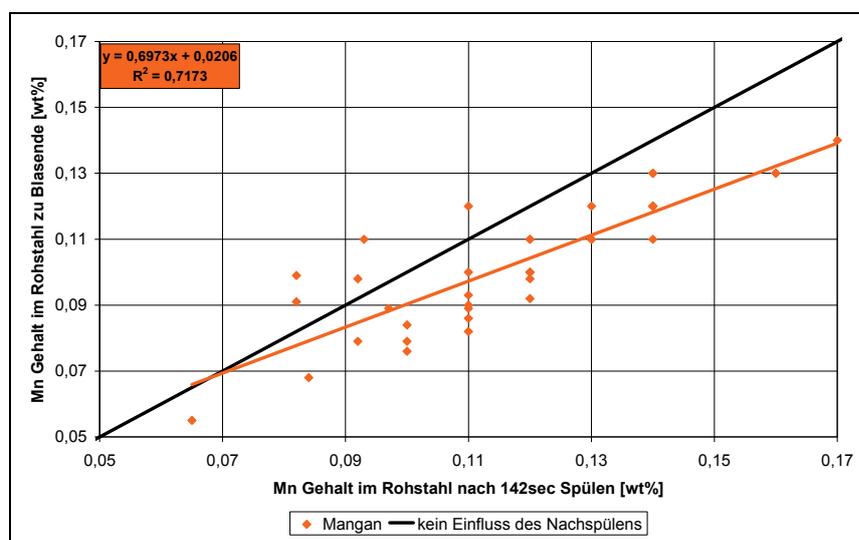
**Tabelle 4- 14:** Zielanalyse der untersuchten Werksmarke 33H3M154Z8Z1NBTICR#E

Element	Zielgehalt [wt%]
C	0,03
Mn	0,12
P	0,006
S	0,011

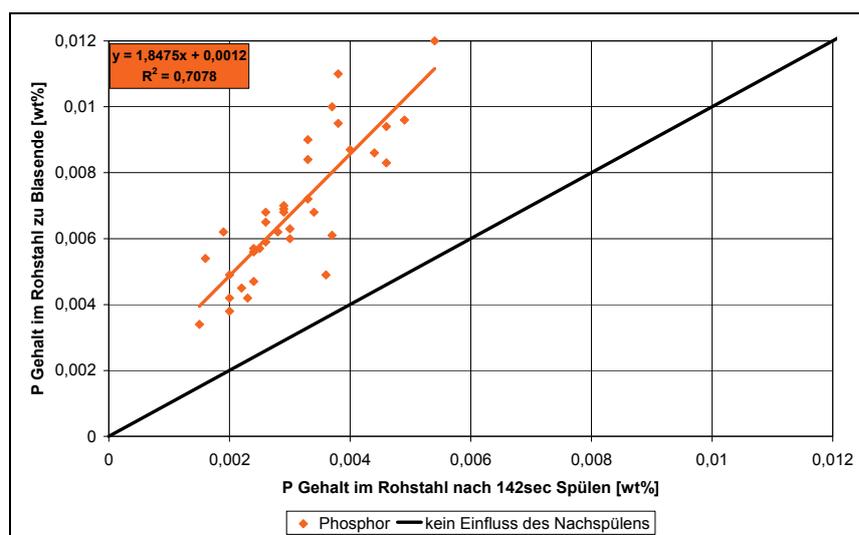
In **Abbildung 4- 28** bis **Abbildung 4- 32** sind die Ergebnisse für die Analysen von Mangan, Phosphor und Schwefel bzw. für die Temperatur und die Sauerstoffaktivität dargestellt. Es zeigen sich durchwegs erwartete Zusammenhänge:

- Die Manganausbringung kann durch Nachspülen gesteigert werden.
- Die Phosphor- und Schwefelgehalte sowie die Temperatur und die Sauerstoffaktivität sinken ab.

Generell ist festzuhalten, dass alle untersuchten Zusammenhänge eine gute Korrelation aufweisen.



**Abbildung 4- 28:** Veränderung des Mangangehalts durch 142 sec Nachspülen



**Abbildung 4- 29:** Veränderung des Phosphorgehalts durch 142 sec Nachspülen

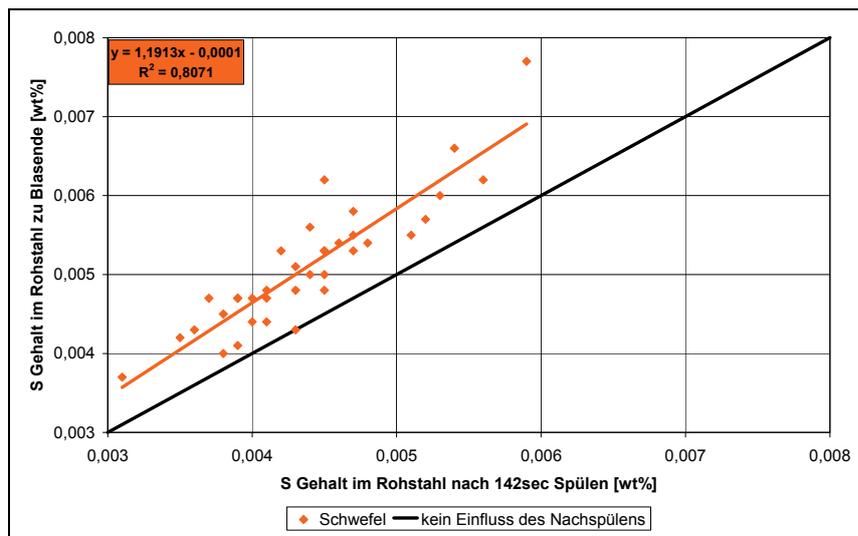


Abbildung 4- 30: Veränderung des Schwefelgehalts durch 142 sec Nachspülen

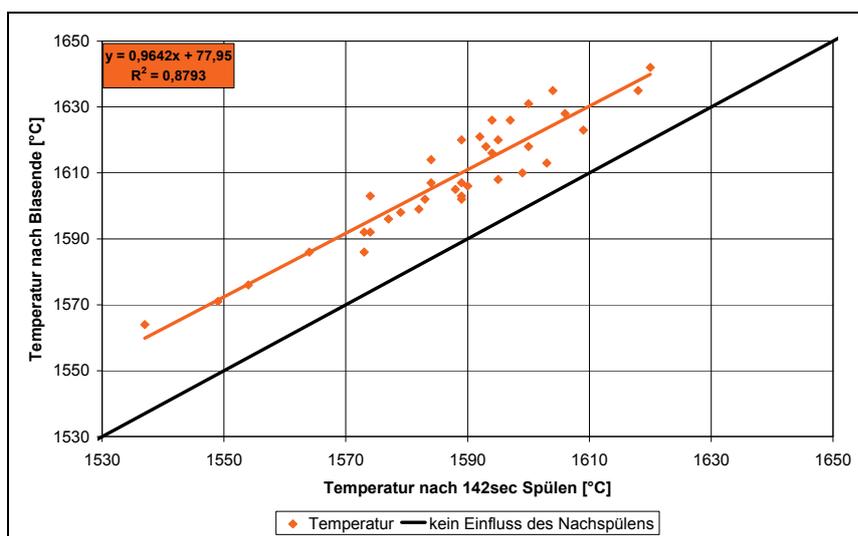
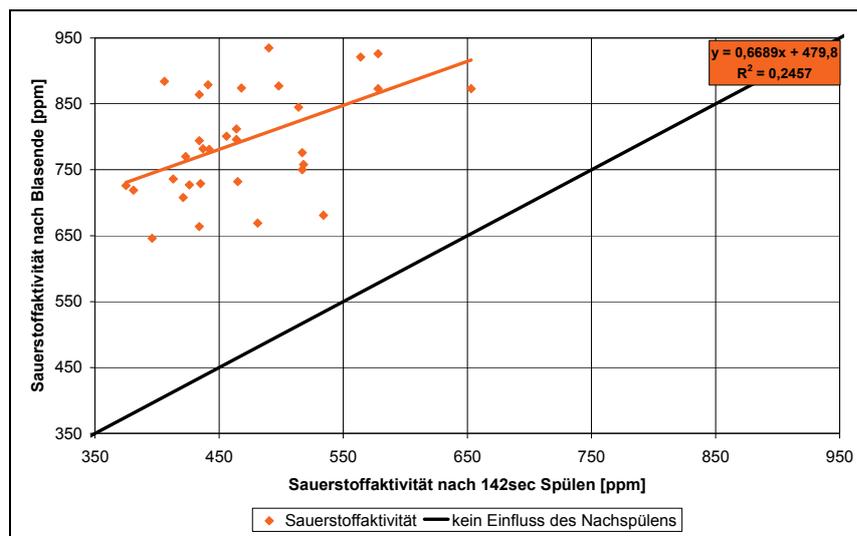
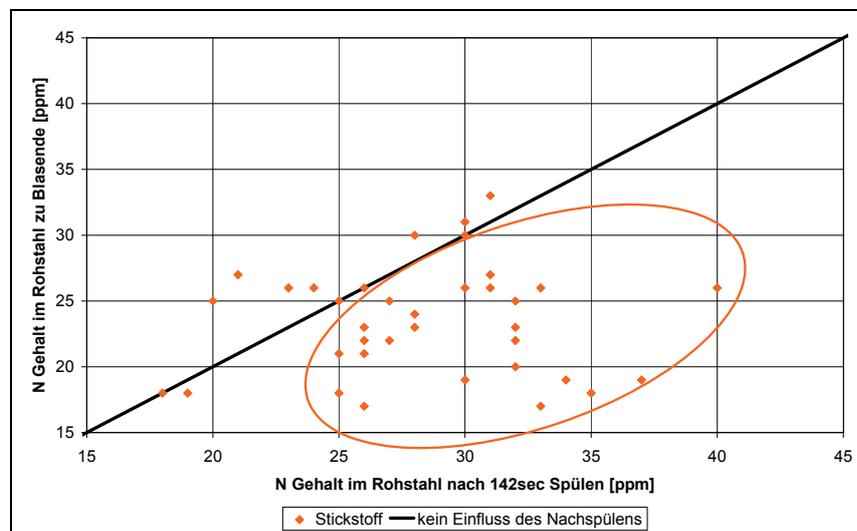


Abbildung 4- 31: Veränderung der Temperatur durch 142 sec Nachspülen



**Abbildung 4- 32:** Veränderung der Sauerstoffaktivität durch 142 sec Nachspülen

Alle Versuchsschmelzen wurden mit Stickstoff nachgespült, wodurch es zu einer möglichen Aufstickung kommen kann. Wie aus **Abbildung 4- 33** ersichtlich war dies bei einem Großteil der Schmelzen der Fall. Jedoch lagen alle Schmelzen sehr deutlich innerhalb der Analysenobergrenze von 60 ppm.



**Abbildung 4- 33:** Veränderung des Stickstoffgehalts durch 142 sec Nachspülen

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass durch Nachspülen sehr gute Verbesserungen erzielt werden können. In **Tabelle 4- 15** sind die Gradienten der untersuchten Parameter aufgelistet, wobei ein positives Vorzeichen eine Abnahme bedeutet und eine negatives Vorzeichen eine Zunahme.

Tabelle 4- 15: Gradienten

Analyse, Parameter	Änderung pro min [ppm, °C]	Änderung pro min [%]
Mangan	-62,1	-6,1
Phosphor	16,0	23,3
Schwefel	3,0	5,9
Temperatur	8,9	0,6
Sauerstoffaktivität	135,6	17,1

#### 4.7 Versuchsserie VI – Einfluss des Probennahmezeitpunktes

In der letzten Auswertung, wurde wie in **Abschnitt 3.9** erwähnt, der erste Probenzeitpunkt verändert. In **Tabelle 4- 16** sind die Veränderungen zwischen den beiden Proben für beide Versuchsserien zusammengefasst, wobei sich die erstellten Diagramme in **Anhang C** befinden. Es zeigt sich ebenfalls wie bei Serie V der positive Einfluss des Nachspülens. Lediglich beim Element Mangan können Unterschiede festgestellt werden. Bei der Versuchsserie VI kommt es zu keiner wesentlichen Änderung des Mangangehalts (Abfall von 11,8 ppm). Hingegen kommt es bei Versuchsserie V zu einer Erhöhung des Mangangehalts von ca. 83,3 ppm. Aus diesem Grund kann gefolgert werden, dass der Anstieg des Mangangehalts bei Versuchsserie VI vor der ersten Probennahme passieren muss.

**Tabelle 4- 16:** Veränderungen

Analyse, Parameter	Änderungen bei 142sec Bodenspülen [ppm, °C]	Änderungen bei 87sec Bodenspülen [ppm, °C]
Mangan	-83,3	11,8
Phosphor	53,4	35,8
Schwefel	12,9	6,8
Temperatur	21,3	14,7
Sauerstoffaktivität	256,1	111,9

## 4.8 Berechnungen

### 4.8.1 Veränderung der Durchmischungsleistung mit veränderten Blaseparametern

Um die Veränderung der Durchmischung mit den veränderten Blaseparametern beschreiben zu können, wurden Berechnungen nach dem Modell von Kai durchgeführt. Hierbei wurde aber lediglich der Term  $E_{\text{Blasen}}$  berücksichtigt, da es in den Versuchsserien I bis IV zu keinen Veränderungen in der Bodenspülung gekommen ist, wodurch dieser Anteil als identisch angenommen wird und somit vernachlässigt werden kann.

Die Randbedingungen, die zur Berechnung gewählt wurden, sind in **Tabelle 4- 17** angeführt.

**Tabelle 4- 17:** Randbedingungen für die Berechnungen

Parameter	Auswahl
Spreizwinkel $\alpha$ [°]	laut Versuchsdurchführung (17° oder 23°)
Sauerstoffdurchflussrate $Q_t$ [Nm <sup>3</sup> /min]	jene Rate die zwischen 85% und 97% der Blasezeit vorliegt
Molekulargewicht O <sub>2</sub> M [kg]	0,032
Badvolumen $V_L$ [m <sup>3</sup> ]	Bestimmung aus Abstichgewicht und Stahldichte (~7000 kg/m <sup>3</sup> bei 1600°C)
Düsenanzahl n	6
Düsendurchmesser $d_{Düse}$ [m]	0,0297 bei 560Nm <sup>3</sup> Durchfluss 0,0329 bei 650Nm <sup>3</sup> Durchfluss
Lanzenhöhe x [m]	jene Höhe die zwischen 85% und 97% der Blasezeit vorliegt

In **Abbildung 4- 34** sind die Mittelwerte und Standardabweichungen der berechneten Mischungsenergien für die Versuchserien I bis IV dargestellt. Wie aus der Theorie zu erwarten ist, sinkt mit steigender Lanzenhöhe bzw. mit steigendem Spreizwinkel die Mischungsleistung. Jedoch ist die Verringerung der Durchmischung kleiner als 10%. Die gesteigerte Sauerstoffdurchflussrate führt etwa zur gleichen Mischungsenergie wie bei Versuchsserie I. Der erwartete Anstieg der Durchmischung aufgrund des gesteigerten Durchflusses tritt nicht ein, da bei dieser Serie ebenfalls die Lanzenhöhe gesteigert wurde.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die geänderten Blaseparameter nur einen geringen Einfluss auf die Durchmischung haben, da wie in der Theorie erwähnt wird, die Bodenspülung den größten Einfluss auf die Durchmischung hat.

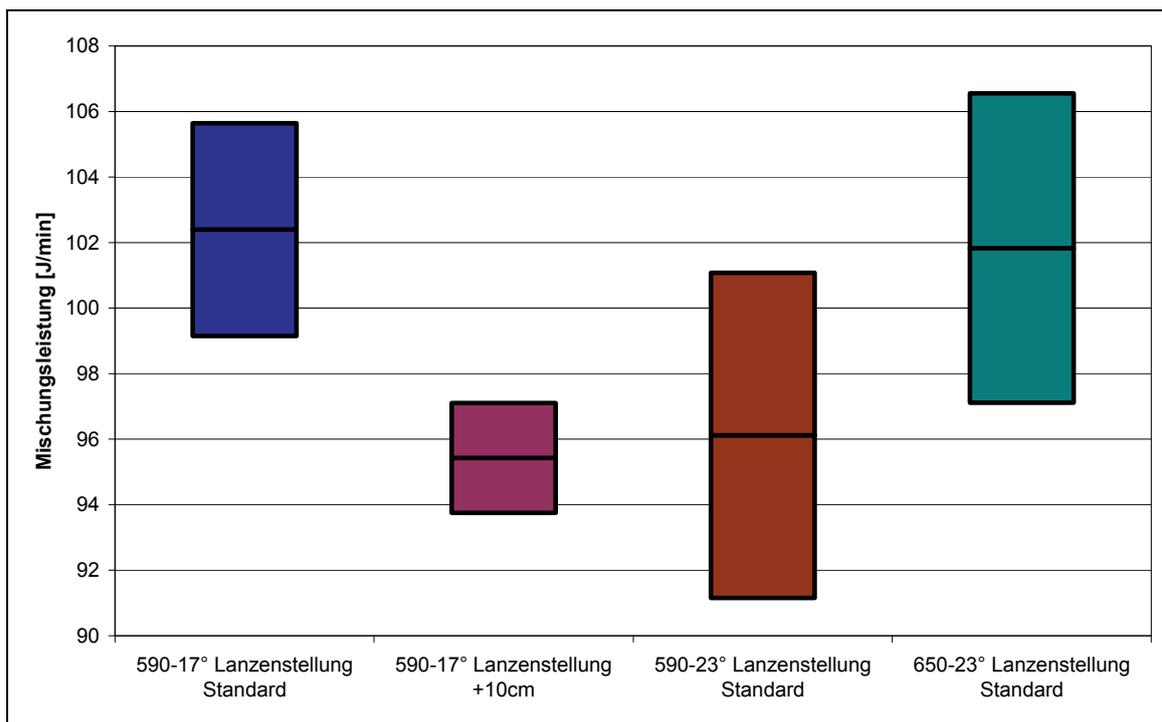


Abbildung 4- 34: Veränderung der Durchmischungsleistung

#### 4.8.2 Multiple lineare Regression zur Abschätzung des Phosphorgehalts

Zur Abschätzung des Phosphorgehalts wurde ein multiples lineares Regressionsmodell angewandt, wobei die Berechnungen mithilfe von MS Excel erfolgt sind.

Bei der Berechnung wurden folgende Annahmen getroffen: Die Zielgröße – der Phosphorgehalt im Rohstahl – hängt von

- der Eindringtiefe des Sauerstoffstrahls  
(Modell nach Korja, vgl. dazu **Abschnitt 2.5.4**),
- der Roheisenzusammensetzung (Kohlenstoff-, Silizium-, Mangan- und Phosphorgehalt),
- dem Kalksatz,
- der FeSi Menge in der Hauptblasephase
- sowie dem Zielkohlenstoffgehalt zu Blasende ab.

Die Einflussgrößen Rohstahlzusammensetzung sowie Schlackenzusammensetzung wurden bewusst vernachlässigt, da sich diese erst durch den Blaseprozess einstellen und damit von den Blaseparametern abhängig sind. Ziel der Berechnung soll es jedoch sein, die Auswirkungen der gewählten Blaseparameter, welche durch die Eindringtiefe des

Sauerstoffstrahls in das Metallbad berücksichtigt werden, auf den Phosphorgehalt qualitativ zu beurteilen.

Im ersten Schritt wurden zur Erstellung der Schätzfunktionen die Regressionskoeffizienten sowie die konstanten Glieder basierend auf den Versuchsdaten ermittelt. Die erhaltenen Regressionskoeffizienten (a), Konstanten (b) sowie die Korrelationskoeffizienten (R) sind in **Tabelle 4- 18** angeführt. Für die Versuchsserie IV konnte die Berechnung nicht durchgeführt werden, da die Sauerstoffdurchflussmenge im Modell von Korja nicht berücksichtigt wird. Die Sauerstoffdurchflussmenge hat jedoch einen entscheidenden Einfluss auf die Eindringung des Strahls. Die anderen Versuchsserien sind vergleichbar, da die Durchflussmenge immer gleich war.

**Tabelle 4- 18:** Regressionskoeffizienten, Konstanten und Korrelationskoeffizienten

Ergebnisgrößen	590-17° Lanzenstellung Standard	590-17° Lanzenstellung + 10cm	590-23° Lanzenstellung Standard
b	-1,01	-0,04	2,67
a <sub>1</sub> (Eindringtiefe)	1,0E+01	1,7E-01	-1,8E+01
a <sub>2</sub> (%C Roheisen)	1,9E-03	3,4E-03	-2,9E-03
a <sub>3</sub> (%Si Roheisen)	-3,3E-03	9,9E-04	-4,7E-03
a <sub>4</sub> (%Mn Roheisen)	-9,4E-03	-1,4E-02	2,1E-03
a <sub>5</sub> (%P Roheisen)	-0,01	0,31	0,35
a <sub>6</sub> (%C zu Blasende)	0,19	0,28	0,10
a <sub>7</sub> (Kalksatz)	-2,5E-05	-1,8E-04	-8,5E-06
a <sub>8</sub> (FeSi)	-1,0E-06	1,5E-06	2,0E-06
R	0,49	0,93	0,77

Um die Versuchsserien vergleichen zu können, wurden die in **Tabelle 4- 19** angeführten Gehalte bzw. Mengen angenommen und in die Schätzfunktion eingesetzt. Die Eindringung wurde für jede Versuchsserie extra berechnet, wobei folgende Randbedingungen gewählt wurden:

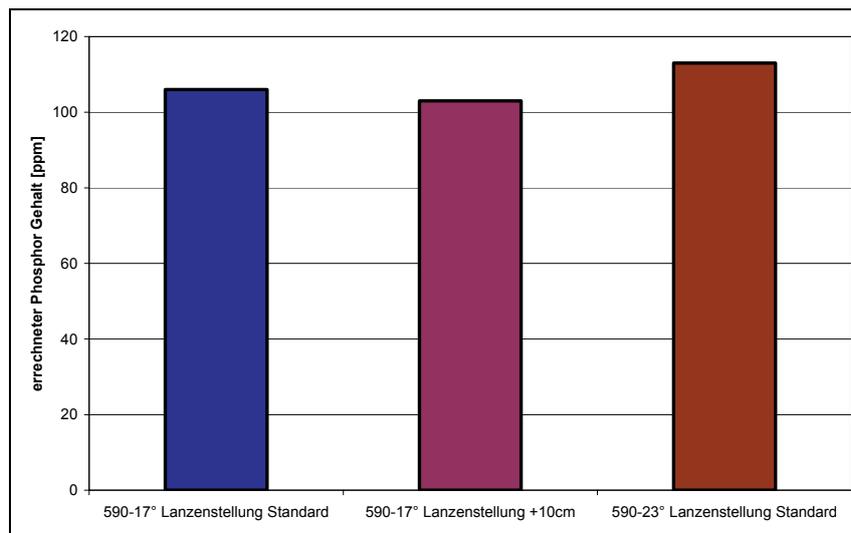
- Lanzenhöhe bzw. Spreizwinkel nach Versuchsplan
- Kraft des O<sub>2</sub> Strahls  $\dot{m}$  wurde nach **Tabelle 2- 4** berechnet ( $p_L=12,2 \cdot 10^5$  Pa,  $p=1,013 \cdot 10^5$  Pa,  $\kappa=1,41$ ,  $d_{Düse}=0,0297$  m)
- Dichte des Stahlbades  $\rho=7000$  kg/m<sup>3</sup>
- Erdbeschleunigung  $g=9,81$  m/s<sup>2</sup>

**Tabelle 4- 19:** Parameter für den Vergleich

Parameter	Gehalt, Menge
RE-C	4,30 %
RE-Si	0,30 %
RE-Mn	0,6 %
RE-P	0,07 %
BE-C	0,03 %
Kalksatz	50 kg/t RST
FeSi	600 kg

In **Abbildung 4- 35** sind die „geschätzten“ Phosphorgehalte dargestellt. Wie ersichtlich, führen die gesteigerte Lanzenhöhe bzw. der geänderte Düsenkopf nur zu minimalen Änderungen (im ppm Bereich) im „geschätzten“ Phosphorgehalt.

Eine mögliche Begründung für das wenig aussagekräftige Ergebnis kann in der geringen Anzahl an Datenpunkten liegen. Um ein zuverlässiges Regressionsmodell erhalten zu können, sind mehrere hundert Datenpunkte notwendig. Des Weiteren müssen möglichst alle Einflussfaktoren berücksichtigt werden; in dieser Berechnung wurden lediglich acht Einflussfaktoren berücksichtigt. Ebenfalls ist zu hinterfragen, inwieweit ein lineares Modell überhaupt geeignet ist, den LD Prozess abzubilden.



**Abbildung 4- 35:** Errechneter Phosphorgehalt

#### 4.8.3 Wahl der korrekten Blaseparameter nach dem Modell von Kaufmann

Als Abrundung der Arbeit wurden Berechnungen durchgeführt, die einen Vorschlag zur Wahl der korrekten Lanzenhöhe bzw. des korrekten Düsenkopfes liefern sollen. Als Idee wurde angenommen, dass das Verhältnis zwischen Brennfleckfläche und Badspiegelfläche konstant über die Konverterreise ist. Die Badspiegelfläche vergrößert sich aber kontinuierlich über die Konverterreise, wodurch es sinnvoll ist, die Reaktionsoberfläche zu vergrößern. Als Sollwert für das Verhältnis von Brennfleckfläche zu Badspiegelfläche wurde jener vom „alten“ Tiegel (= 0,032) angenommen.

Bei der Berechnung wurde nach dem voest internen Modell nach Kaufmann vorgegangen, wobei dies für die Lanzenhöhen 1,5 m, 1,6 m, 1,7 m und 1,8 m sowie für Düsenköpfe mit einem Spreizwinkel von 17°, 20° und 23° durchgeführt wurde.

Zur Berechnung der Badspiegelfläche wurde ein Badspiegeldurchmesser von 5,558 m angenommen. Dies entspricht dem Badspiegeldurchmesser des neuen Tiegels 7 (Reise 1 bei Neuzustellung). Die Veränderung des Badspiegeldurchmessers wurde mit einem spezifischen Verschleiß von 0,22 mm pro Charge vorgegeben.

In **Abbildung 4- 36** ist das Ergebnis dargestellt. Daraus wird ersichtlich, dass im Laufe der Konverterreise verschiedene Lanzenhöhen bzw. Düsenköpfe zum Einsatz kommen sollen, um das geforderte Verhältnis von Brennfleckfläche zu Badspiegelfläche von 0,032 zu erreichen.

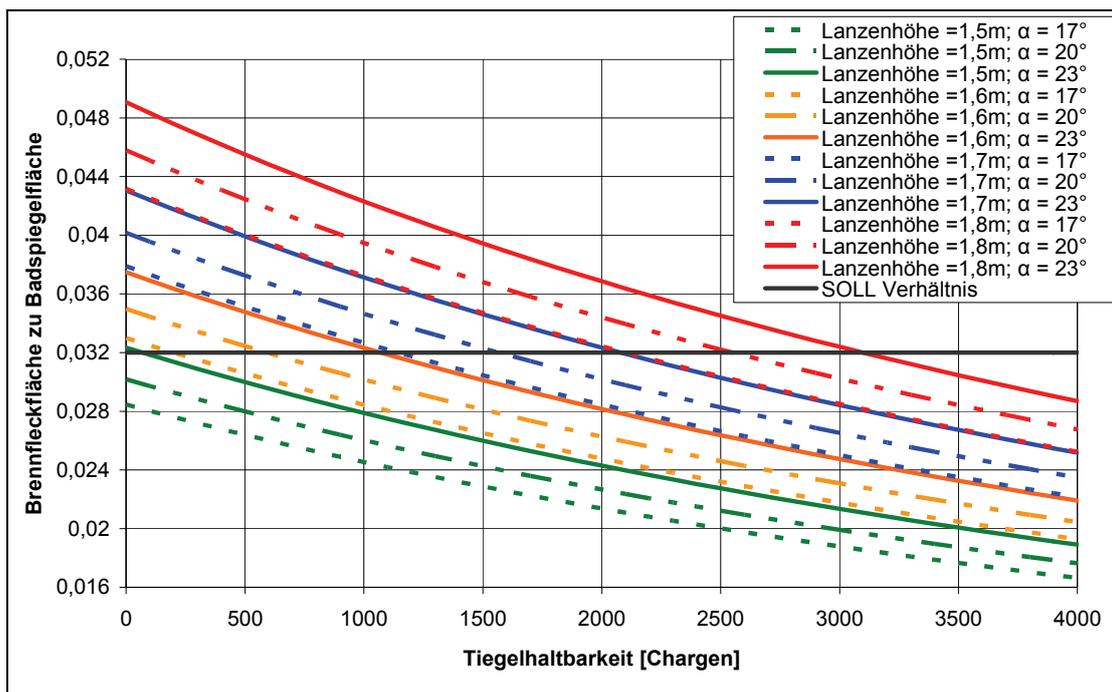


Abbildung 4- 36: Verhältnis Berennfleckfläche – Badspiegelfläche

#### 4.8.4 Wahl der korrekten Lanzenhöhe nach dem Modell von Korja

Zur Feststellung der korrekten Blaselanzenposition wurde die Höhe der Blaselanze zu Blasebeginn bzw. in der Hauptstufe nach dem Regressionsmodell von Korja berechnet. In der **Tabelle 4- 20** sind die Randbedingungen für die Berechnung aufgelistet.

Als Ergebnis soll die Lanzenhöhe zu Blasebeginn auf 307 cm bzw. in der Hauptstufe auf 116 cm über Bad gehalten werden. Diese fragwürdigen Ergebnisse machen deutlich, dass das Regressionsmodell nach Korja zur Beschreibung der korrekten Lanzenhöhe nicht ausreicht.

**Tabelle 4- 20:** Randbedingungen für die Berechnung

Parameter	Korrelation
Badspiegeldurchmesser $d_B$ [m]	$d_B = 5,316$
Isentropenexponent $\kappa$ []	$\kappa = 1,41$
Düsendurchmesser [m]	$d = 0,0297$
Blasefortschritt $l$ []	$l = 1$
Stahldichte $\rho_{\text{Stahl}}$ [kg/m <sup>3</sup> ]	$\rho_{\text{Stahl}} = 7000$
Erdanziehung $g$ [m/s <sup>2</sup> ]	$g = 9,81$
Leitungsdruck $p_{\text{Leitung}}$ [Pa]	$p_{\text{Leitung}} = 12,2 \cdot 10^5$
$p_{\text{Umgebung}}$ [Pa]	$p_{\text{Umgebung}} = 1,013 \cdot 10^5$

## 5 Zusammenfassung

Ziel und Aufgabe der vorliegenden Arbeit ist es, den Einfluss der LD Konvertergeometrie auf die metallurgischen Ergebnisse näher zu untersuchen. Die Modernisierung des Stahlwerks der voestalpine Stahl Linz GmbH bildet den Ausgangspunkt der Arbeit. Seit Mai 2009 wurden alle Konverter des LD3 Stahlwerks durch Neue ersetzt, wobei vergrößerte Tiegelgefäße zum Einsatz kamen. Dadurch kann das Abstichgewicht auf 177 t gesteigert werden. Diese Erneuerungen führen zu geänderten Gefäßgeometrien, an welche der Blaseprozess angepasst werden muss.

Zu Beginn der Arbeit galt es den Ist – Zustand zu erheben. Aus diesem Grund wurden 230 Schmelzen des „alten Tiegel 8“ mit 349 Schmelzen des „neuen Tiegel 8“ verglichen. Es kann festgehalten werden, dass es beim „neuen“ Konverter zu erhöhten Phosphorgehalten im Rohstahl kommt. Auch die Schlackenzusammensetzung verändert sich, indem die Eisenverschlackung stark abnimmt und die Basizität der Schlacke sinkt. Weiters konnte herausgefunden werden, dass

- sinkende Phosphorgehalte im Roheisen,
- sinkende Kohlenstoff- und Mangangehalte im Rohstahl,
- verringerte Abstichtemperaturen,
- erhöhte Eisenverschlackungen und
- steigende Schlackenbasizitäten

positiv auf die erreichbaren Phosphorgehalte im Rohstahl wirken. Die geänderten Gefäßgeometrien führen ebenfalls zu Veränderungen bei der Zielerreichung: die gemessenen Kohlenstoffgehalte des Rohstahls liegen unter dem Sollwert und die

Phosphorgehalte überschreiten den Sollwert. Die Steigerung des spezifischen Konvertervolumens von 0,62 auf 0,96 m<sup>3</sup>/t RST führt zu einer verringerten Auswurfneigung und damit zu einer Prozessverbesserung.

Im weiteren Teil der Arbeit wurden gezielt mehrere Betriebsversuchsserien durchgeführt, um den Einfluss der Blaselanzenparameter Lanzenhöhe, Düsenkopfgeometrie und Sauerstoffdurchflussrate auf die metallurgischen Ergebnisse zu untersuchen. Darüber hinaus wurden betriebliche Experimente durchgeführt, bei denen die Wirkung des Nachspülens näher beleuchtet wurde.

Erhöhte Lanzenstellungen ab 20% der Blasezeit führen zu einer geringfügig besseren Entphosphorung. Der größere Abstand zwischen Lanze und Metallbad bewirkt höhere Eisenverluste in die Schlacke, die Aufnahmekapazität steigt an und der Entphosphorungsgrad verbessert sich. Ebenfalls kann eine leichte Verbesserung im Schwefelgehalt des Rohstahls beobachtet werden.

Durch eine Steigerung des Spreizwinkels von 17° auf 23° können ebenfalls Verbesserungen festgestellt werden. Die vergrößerte Reaktionsoberfläche sowie die veränderte Blasecharakteristik führen ebenfalls zu geringeren Phosphorgehalten im Rohstahl. Die Schlacke ist reaktiver. Ein Indiz dafür ist der gesteigerte Eisenoxidgehalt der Schlacke.

Um das vergrößerte Konvertervolumen noch besser nutzen zu können, wurden erste Experimente mit gesteigerten Sauerstoffdurchflussraten durchgeführt. Im Vergleich mit den Referenzdaten können bei den Stahl- bzw. Schlackezusammensetzungen keine wesentlichen Unterschiede festgestellt werden. Jedoch sinkt die Blasezeit im Mittel um mehr als eine Minute. Die erhöhten Sauerstoffdurchflussraten führen zu keinen Problemen im Abgassystem.

Aus den letzten Versuchsserien, bei denen die Wirksamkeit von Nachspülbehandlungen näher beleuchtet wurde, kann folgendes Ergebnis festgehalten werden: eine drei Minuten dauernde Nachspülbehandlung mit Stickstoff führt zu einer deutlichen Senkung des Phosphorgehalts. Der Schwefelgehalt im Rohstahl sinkt nur geringfügig ab, Sauerstoffaktivität und Temperatur nehmen hingegen stark ab. Es kommt zu einer leichten Aufstickung der Stahlschmelze. Die eben dargestellten Ergebnisse korrelieren sehr gut. Des Weiteren führt eine Veränderung des ersten Probennahmezeitpunkts zu ähnlichen Ergebnissen.

Die Arbeit wird durch theoretische Berechnungen abgerundet. Mithilfe des Durchmischungsleistungsmodells von Kai kann gezeigt werden, dass eine erhöhte Lanzenstellung bzw. ein gesteigerter Spreizwinkel negativ auf die Durchmischung wirken. Gesteigerte Sauerstoffdurchflussraten wirken hingegen positiv auf die Durchmischung. Der Anteil an Durchmischungsleistung, welche durch die Bodenspülung eingebracht wird, ist jedoch nicht berücksichtigt.

Mithilfe eines multiplen linearen Regressionsmodells wurde versucht Abhängigkeiten des Phosphorgehalts von den Blaseparametern, der Roheisenanalyse, den Zugabemengen und dem Zielkohlenstoffgehalt herauszufinden. Aufgrund der geringen Grundmenge an Daten (Schmelzen) führen die Berechnungen zu einem wenig aussagekräftigen Ergebnis.

Abgerundet wird die Arbeit durch zwei Berechnungen, die einen Vorschlag zur Wahl der korrekten Blaseparameter liefern sollen. Ergebnis der Kalkulation nach dem Modell von Kaufmann ist die Abhängigkeit des Verhältnisses Brennfleckfläche zu Badspiegelfläche von den Blaselanzenparametern Lanzenhöhe und Düsenkopfgeometrie. Das Regressionsmodell von Koria führt zu keinen plausiblen Resultaten.

## 6 Ausblick

Im Rahmen der Arbeit konnten erste Erfahrungen mit der geänderten Tiegelgeometrie gesammelt werden. Durch Variation von Lanzenhöhe, Düsenkopfgeometrie und Sauerstoffdurchflussrate konnten Optimierungspotentiale aufgezeigt werden. Die Versuche wurden während der Reise 1 des Konverters 8 durchgeführt. Dabei war der Tiegel allerdings „dünner“ ausgemauert. Aus diesem Grund gilt es zu überprüfen, inwieweit sich bei der „dickeren“ Ausmauerung ähnliche Trends zeigen.

Die relativ geringe Datenmenge in dieser Arbeit hat zur Folge, dass die Ergebnisse als Trends betrachtet werden sollten. Um ein statistisch abgesichertes Ergebnis zu erhalten, gilt es eine größere Schmelzenanzahl zu untersuchen. Dies war im Rahmen der Versuche leider nicht möglich.

Die Bodenspülung kann Thema weiterer Arbeiten sein. Vor allem in den Bodenspülraten bzw. in der Bodenspüleranordnung (eventuell eine asymmetrische Anordnung) liegen mögliche Optimierungspotentiale.

Weitere denkbare Verbesserungen können durch Adaptierung der Prozessmodelle erzielt werden. Zugabezeitpunkte bzw. –mengen beeinflussen den Verfahrensablauf und sollen aus diesem Grund näher begutachtet werden.

## Literaturverzeichnis

- [1] Hiebler, H., Entwicklung und Stand des LD Verfahrens, *Metalurgija* 41 (2002), 3, 157-164.
- [2] Fritz, E., W. Auer and H. Berger, *Developments in Steelmaking*, BHM 141 (1996), 7, 288-301.
- [3] Nielles, P., *Present Status and Developments of Oxygen Steelmaking in Western Europe*, *Radex Rundschau* 75 (1987), 3/4, 426-437.
- [4] Frühan, R., *The making shaping and treating of steel – Steelmaking and Refining Volume*, 11. Auflage, The AISE Steel Foundation, Pittsburgh, 1998.
- [5] Wiesinger, H., A. Patuzzi, O. Pühringer und F. Wallner: *Entwicklung und Stand der LD – Stahlwerksplanung und – einrichtungen*, BHM 137 (1992), 5, 187-196.
- [6] [http://www.industry.siemens.com/broschueren/pdf/metals/siemens\\_vai/en/LDBOF-SteelmakingSolutions\\_en.pdf](http://www.industry.siemens.com/broschueren/pdf/metals/siemens_vai/en/LDBOF-SteelmakingSolutions_en.pdf); Siemens VAI, abgerufen am 05.01.2010
- [7] Di Napoli Guzela, D. J.G. de Oliveira, G. Staudinger and J. Müller, *The ultimate LD steelmaking converter*, *Steel Times International* 27 (2003), 3, 20-26.
- [8] Trenkler H., *20 Jahre LD Verfahren*, *Stahl und Eisen* 92 (1972), 15, 709-716.
- [9] Attarpour Modjarrad, N. und E. Schwarz Bergkamp, *Modellgesetz für den LD Tiegel Betrieb*, BHM 120 (1975), 1, 22-25.
- [10] Firedl, E. und G. Schmidt, *Beitrag zur Dimensionierung von LD Tiegeln*, *Radex Rundschau* 60 (1972), 2, 79-91.
- [11] Firedl, E. und G. Schmidt, *Dimensioning of LD Converters, Operation of large BOF's*, London, UK, (1971), 78-94.

- 
- [12] N.A., Operational behaviour influences converter design, *Steel Times* 216 (1988), 12, 654-658.
- [13] Staudinger, G. und T. Reiter, Auslegung metallurgischer Gefäße, *BHM* 145 (2000), 5, 163-167.
- [14] Kromarek, R., K.D. Hueske, A. Berghöfer, J. Kempken, R. Best und L. Meier, Modification and Revamp of BOF Converter B at Salzgitter Flachstahl GmbH, *Iron & Steel Technology* 5 (2008), 11, 84-89.
- [15] Hodnik, P., G. Wolf and A. Sormann, The new BOF plant in the integrated compact steel mill in Donawitz, *Stahl und Eisen* 123 (2003), 10, 55-58.
- [16] Lachmund, H., R. Bruckhaus, V. Fiedler and Y. Xie, Optimisation of the BOF process after replacement of vessels with a different geometry, *Stahl und Eisen* 123 (2003), 11, 53-57.
- [17] Lachmund, H., Der Sauerstoffblasprozess – Metallurgie und Wechselwirkungen mit dem ff Material. Präsentation Dillinger Hüttenwerke Ag. VDEh-Seminar, Feuerfeste Stoffe und Schlacken in der Metallurgie, Bad Neuenahr, Deutschland, (2004).
- [18] Gudenau, H.W. und Assistenten, Materialsammlung zum Praktikum Metallurgie, Aachen, 2002.
- [19] Chukwulebe, B.O., A.N. Klimushkin and G.V. Kuznetsov, The utilization of high Phosphorous hot metal in BOF steelmaking, *Iron & Steel Technology* 3 (2006), 11, 45-53.
- [20] Antlinger, K., H. Preßlinger, G. Pofperl und H. Hiebler, Untersuchungen zur Verschlackung von Phosphor und Schwefel im LD Prozess, *BHM* 133 (1988), 9, 401-407.
- [21] Bannenberg, N. und H. Lachmund, Metallurgical procedures to achieve very low phosphorus contents, *La Revue de Metallurgie – CIT* 91 (1994), 7/8, 1043-1054.
- [22] Kreijger, P.J. and R. Boom, Slag Formation in large scale BOF steelmaking, *Canadian Metallurgical Quarterly* 21 (1982), 4, 339-345.
- [23] Schürmann, E., G. Mahn, D. Nolle und U. Eulenburg, Einfluss des MgO Gehalts der Schlacke und des Bodenspülens auf die Entphosphorung und Entschwefelung beim SDS Verfahren, *Stahl und Eisen* 105 (1985), 2, 89-93.
- [24] Turkdogan, E.T., *Fundamentals of Steelmaking*, Institute of Materials, (1996), Cambridge.
- [25] Schürmann, E., W. Florin und H. Sperl, Phosphor und Kohlenstoffoxidation im Konverter, *Stahl und Eisen* 107 (1987), 23, 1091-1097.

- [26] Bannenberg, N., Einfluss der P-, Si- und Mn-Gehalte des Roheisens auf die erreichbaren Phosphorgehalte im Konverter, *Stahl und Eisen* 111 (1991), 6, 71-76.
- [27] Schürmann, E., W. Florin, R. Hammer, W. Ulrich und H. Schicks, Verknüpfung der Verschlackungsreaktionen von Mn, Si und P beim Sauerstoffaufblasverfahren mit Bodenrühren, *Stahl und Eisen* 107 (1987), 17, 789-793.
- [28] Hiebler, H. und W. Krieger, Die Metallurgie des LD Prozesses, *BHM* 137 (1992), 7, 256-262.
- [29] Selines, R.J., Slection of Stirring and Shrouding Gases for Steelmaking Applications, interner Bericht Linde- Division Metallurgie, (1988).
- [30] Krieger, W. Und G. Pofelr, Metallurgical and Operational Advantages of LD- Process with Bottom Stirring, *Radex Rundschau* (1985), 709-516.
- [31] Schoeman, E., A. Wagner, W. Ebner and M. Berger, Implementation of Basic Oxygen Furnace Bottom Purging at Mittal Steel Newcastle, *RHI Bulletin* (2006), 2, 7-11.
- [32] Schürmann, E., K.H. Obst, L. Fiege und H.P. Kaiser, Wirkung des Spülens während des LD Prozesses und des Nachspülens am Ende des LD Prozesses auf die O-, C-, P-, FeO<sub>n</sub>- Gehalte und auf die Metallbadtemperatur, *Stahl und Eisen* 105 (1985), 7, 390-394.
- [33] Schürmann, E., K.H. Obst, L. Fiege and H.P. Kaiser, Effect of bottom stirring and post stirring on the oxygen distribution between metal and slag at the end of the LD process, *steel research* 56 (1985), 8, 425-431.
- [34] Bruckhaus, R. and H. Lachmund, Stirring Strategies to Meet the Highest Metallurgical Requirement in the BOF Process 4 (2007), 11, 44-50.
- [35] Gudenau, H.W. und Assistenten, Vom Erz zum Stahl- Materialsammlung zum Praktikum Eisenhüttenmännische Verfahrenstechnik, Aachen, 1989.
- [36] Sambasivam, R., S.N. Lenka, F. Durst, M. Bock, S. Chandra and S.K. Ajmani, A New Lance Design for BOF Steelmaking, *Metallurgical and Materials Transactions B* 68 (2007), 1, 45-53.
- [37] Obst, K.H. und J. Stradtman, Das System Kalziumoxid und Eisen (II) Oxid als Grundlage für Untersuchungen zur Kalkauflösung bei der Stahlerzeugung, *Archiv für das Eisenhüttenwesen* 40 (1969), 8, 615-617.
- [38] Deo, B. and R. Boom: *Fundamentals of Steelmaking Metallurgy*, Prentice Hall International, Salisbury, 1993.
- [39] Kitamura, S.Y. and K. Okohira, Influence of Slag Composition and Temperature on Slag Foaming, *ISIJ International* 32 (1992), 6, 741-746.
- [40] Sumi, I., Y. Kishimoto, Y. Kikuchi and H. Igarashi, Effect of High temperature Field on Supersonic Oxygen Jet Behavior, *ISIJ International* 46 (2006), 6, 1312-1317.

- 
- [41] Chatterjee, A., N.O. Lindfors and J.A. Wester, Process metallurgy of LD steelmaking, Ironmaking and Steelmaking Volume (1976), 1, 21-32.
- [42] Bruckhaus, R., V. Fielder and H. Lachmund, Improvement of the BOF process by use of a radar measurement at the Dillinger Hütte steelplant, La Revue de Metallurgie Volume (2001), Heft, 553-559.
- [43] Nordquist, a., N. Kumbhat, L. Jonsson and P. Jönsson, The Effect of Nozzle Diameter, Lance Height and Flow Rate on Penetration Depth in a Top- blown Water Model, steel research int 77 (2006), 2, 82-90.
- [44] Lee, M.S., S.L. O'Rourke and N.A. Molloy, Oscillatory flow in the steelmaking vessel, Scandinavian Journal of Metallurgy 32 (2003), Heft, 281-288.
- [45] Molloy, N.A., Impinging Jet Flow in a two phase system: the basic flow pattern, Journal of the Iron and Steel Institute Volume (1970), Heft, 943-950.
- [46] Hwang, H.Y., Ho Yong Hwang, A Study of Gas Jet Impinging on A Liquid Surface, Mc Master University.
- [47] He, Q.L. and N. Standish, A Model Study of Droplet Generation in the BOF steelmaking, ISIJ International 30 (1990), 4, 305-309.
- [48] Ajmani, S.K. and A. Chatterjee, Cold model study of mixing and mass transfer in LD converters at Tata Steel, Ironmaking and Steelmaking 23 (1996), 4, 335-345.
- [49] Tago, Y. and Y. Higuchi, Fluid Flow Analysis of Jets from Nozzles in Top Blown Process, ISIJ International 43 (2003), 2, 209-215.
- [50] Lee, C.K., J.H. Neilson and A Gilchrist, Effects of nozzle angle on performance of multi nozzle lances in steel converters, Ironmaking and Steelmaking Volume (1977), 6, 329-337.
- [51] Oehler Ch., M. Bock and Martin Thiel, The influence of design and process operation on BOF lance tip life, interne Veröffentlichung der Saar Metallwerke GmbH.
- [52] Najji Meidani, A.R., M. Isac, A Richardson, A. Cameron and R.I.L Guthrie, Modelling Shrouded Supersonic Jets in Metallurgical Reactor Vessels, ISIJ International 44 (2004), 10, 1639-1645.
- [53] O. Olivares, A. Elias, R. Sanchez, M. Diaz-Cruz and R.D. Morales, Physical and mathematical models of gas- liquid dynamics in LD converters, steel research 73 (2002), 2, 44-51.
- [54] Standish, N. and Q.L. He, Drop Generation due to an Impinging Jet and the Effect of bottom Blowing in the Steelmaking Vessel, ISIJ International 29 (1989), 6, 455-461.

- [55] Odenthal, H.J., J. Kempken, J. Schlüter and W.H. Emling, Advantageous Numerical Simulation of the Converter Blowing Process, Iron & Steel Technology Volume (2007), Heft, 71-89.
- [56] Akdogan, G. and R.H. Eric, Model Study on Mixing and Mass Transfer in Ferroalloy Refining Processes, Metallurgical and Materials Transactions B, 30B (1999), Heft, 231-239.
- [57] Z. Lai, Xie Z. and L. Zhong: Influence of Bottom Tuyere Configuration on Bath Stirring in a Top and Bottom Combined Blown Converter, ISIJ International 48 (2008), 6, 793-798.
- [58] Singh, V., S.N. Lenka, S.K. Ajmani, C.Bhanu and S. Pathak, A Novel Bottom Stirring Scheme to Improve BOF Performance through Mixing and Mass Transfer Modelling, ISIJ International 49 (2009), 12, 1889-1894.
- [59] Ersson, M., A. Tilliander, L. Jonsson and P. Jönsson, A Mathematical Model of an Impinging Air Jet on a Water Surface, ISIJ International 48 (2008), 4, 377-384.
- [60] Dette H. und W. Härdle, Statistisches Methodenbuch – Verfahren, Fallstudien Programmcodes, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.
- [61] Singh, R.P. and D.N. Gosh, Cold Modell study of liquid-liquid mass transfer in a combined blowing BOS converter, Ironmaking and Steelmaking 17 (1980), 5, 333-342.
- [62] Korla, S.C., Dynamic variations of lance distance in impinging jet steelmaking practice, steel research 59, (1988), 6, 257-262.
- [63] Zierep, J. und K. Bühler, Grundzüge der Strömungslehre, Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2006.
- [64] Anderson A.R. and F.R. Johns, Characteristics of Free Supersonic Jets Exhausting into Quiescent Air, Jet Propulsion 25 (1955), Heft, 13-25.
- [65] Primas, K. und G. Pöferl, Vom ersten LD-Stahlwerk der Welt zum heutigen LD-Stahlwerk 3 in Linz, BHM 147 (1992), 5, 179-186.
- [66] voestalpine Stahl Linz GmbH, Geschäftsbericht 2006/07, [http://www.voestalpine.com/ag/de/press/publications/download\\_archive.ContentPar.34125.File.tmp/Geschaeftsbericht\\_2006\\_07.pdf](http://www.voestalpine.com/ag/de/press/publications/download_archive.ContentPar.34125.File.tmp/Geschaeftsbericht_2006_07.pdf), abgerufen am 15.12.2009
- [67] Schlüter, J., H.J. Odenthal, M. Reifferscheid and N. Vogl, Application of computational fluid dynamics to steelmaking processes, La Revue de Metallurgie Volume (2008) Heft, 505-512.
- [68] Stahlinstitut VDEh, Rohstahlerzeugung in Deutschland nach Verfahren, [http://www.stahlonline.de/wirtschaft\\_und\\_politik/stahl\\_in\\_zahlen/Rohstahlerzeugung\\_in\\_Deutschland\\_nach\\_Verfahren.pdf](http://www.stahlonline.de/wirtschaft_und_politik/stahl_in_zahlen/Rohstahlerzeugung_in_Deutschland_nach_Verfahren.pdf), abgerufen am 24.03.2010
- [69] Verein Deutscher Eisenhüttenleute, Jahrbuch Stahl 1993 – Band 1, Verlag Stahl Eisen, 1993.

# A Einflussgrößen auf den Phosphorgehalt

## A.1 Einfluss der Lanzenstellung

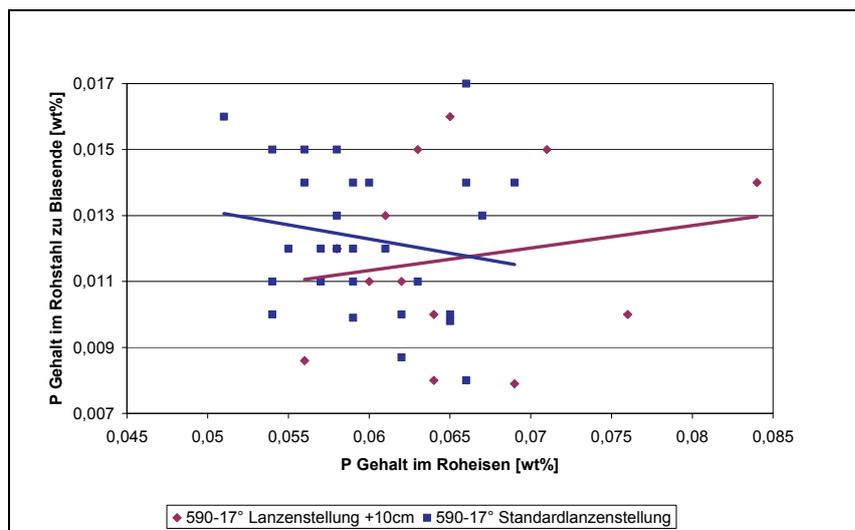


Abbildung A- 1: Einfluss des Phosphorgehalts des Roheisens

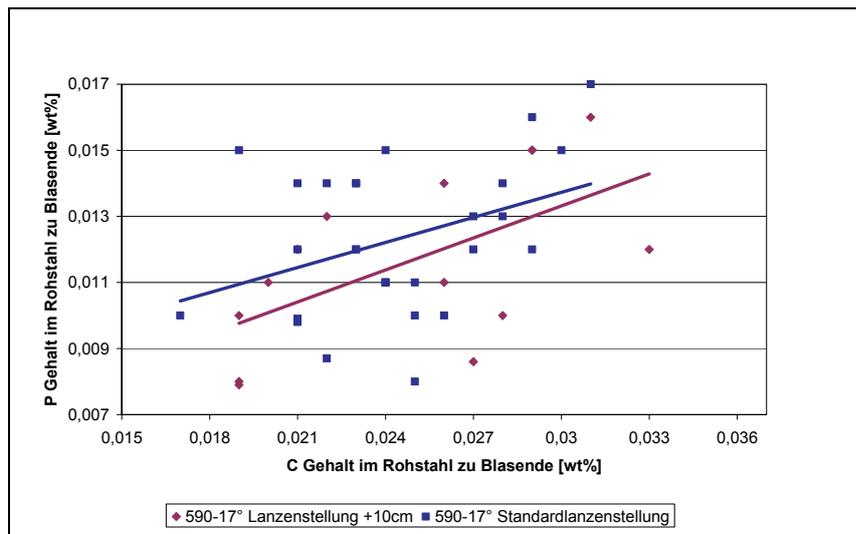


Abbildung A- 2: Einfluss des Kohlenstoffgehalts des Rohstahls

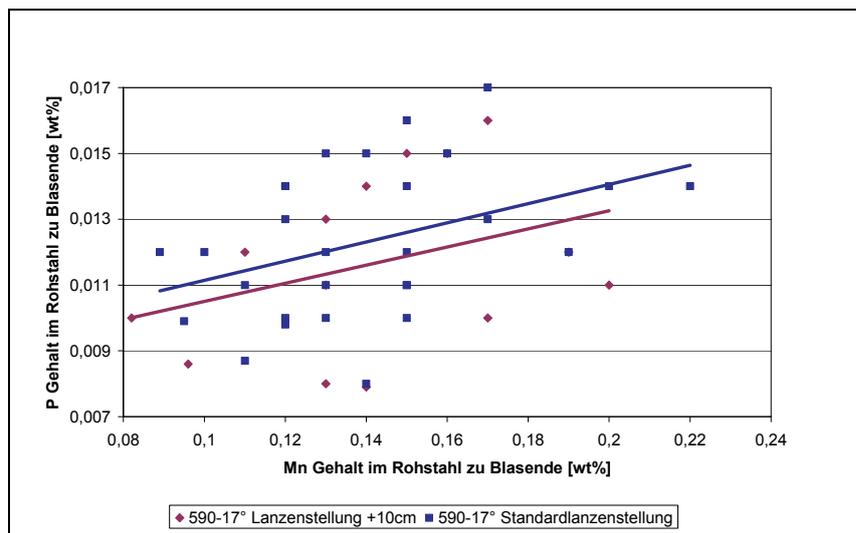


Abbildung A- 3: Einfluss des Mangangehalts des Rohstahls

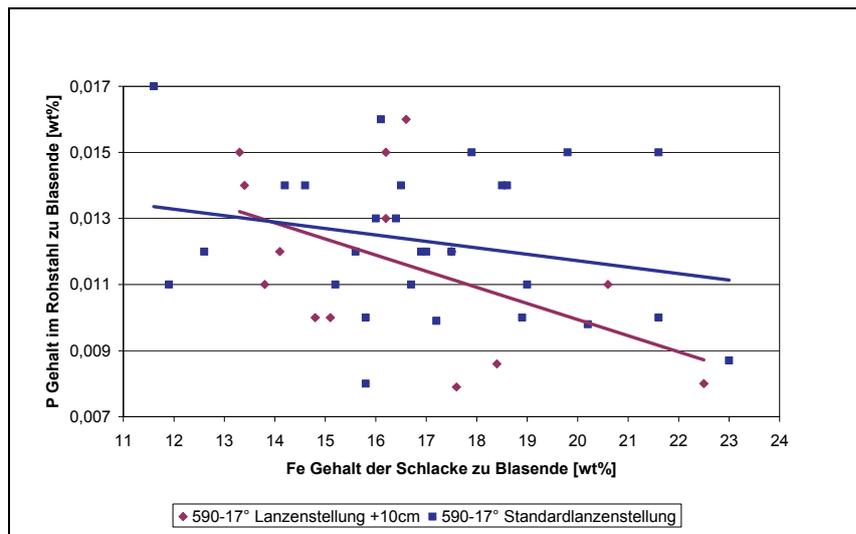


Abbildung A- 4: Einfluss des Eisengehalts der Schlacke

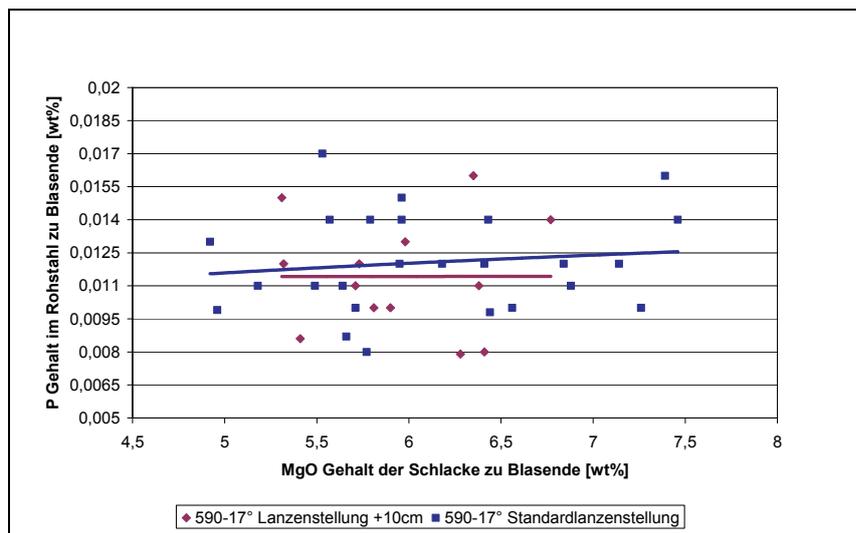


Abbildung A- 5: Einfluss des MgO Gehalts der Schlacke

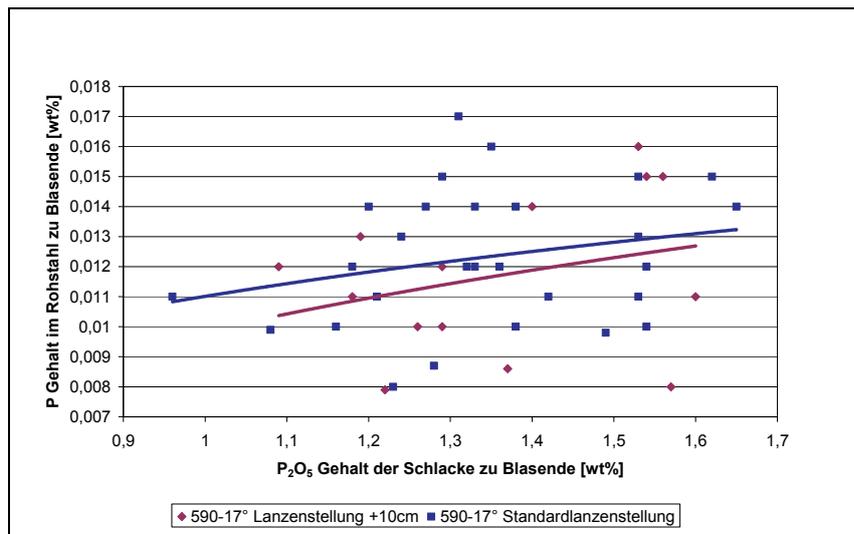


Abbildung A- 6: Einfluss des P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> Gehalts der Schlacke

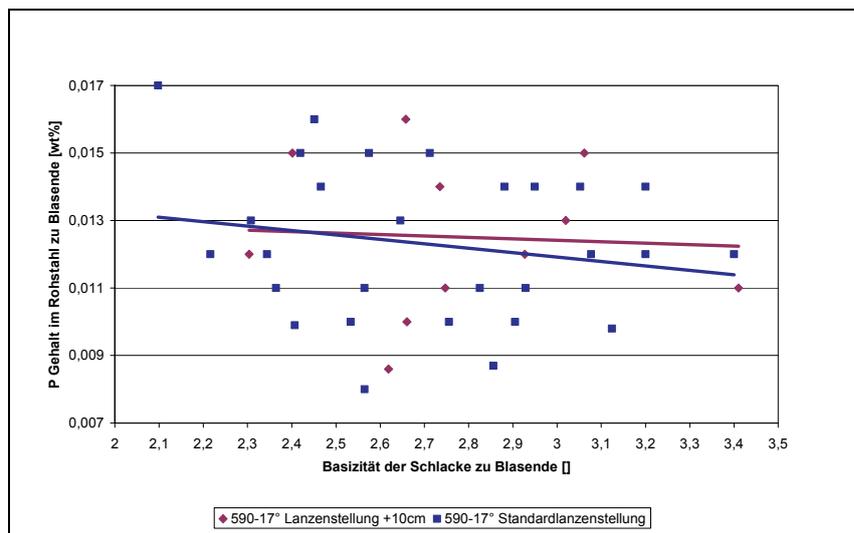


Abbildung A- 7: Einfluss der Basizität der Schlacke

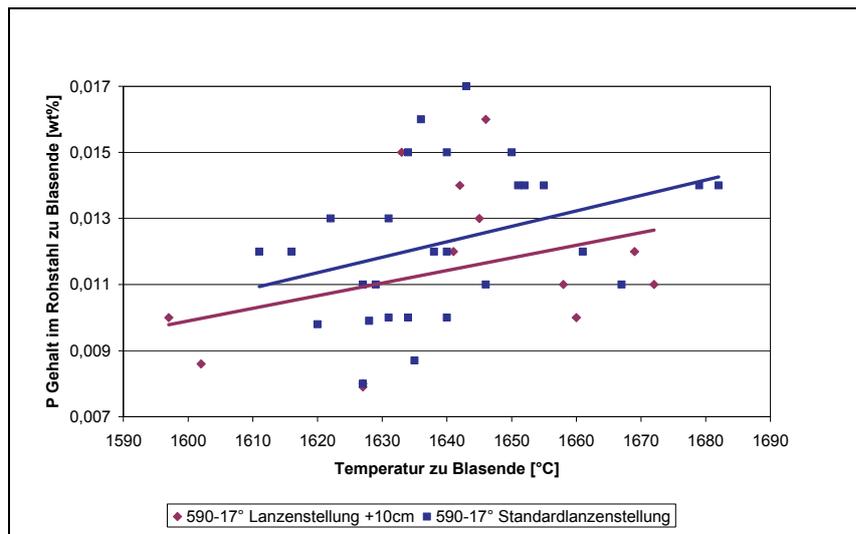


Abbildung A- 8: Einfluss der Abstichttemperatur

## A.2 Einfluss der Düsenkopfgeometrie

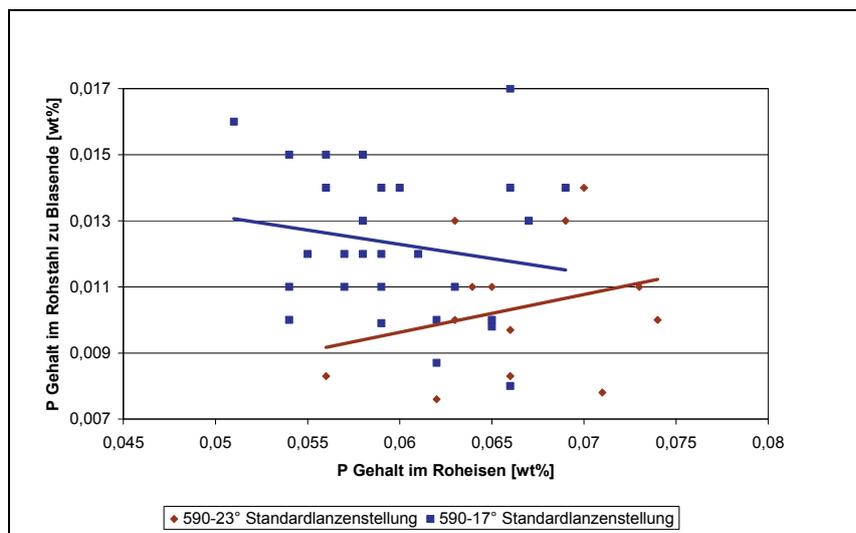


Abbildung A- 9: Einfluss des Phosphorgehalts des Roheisens

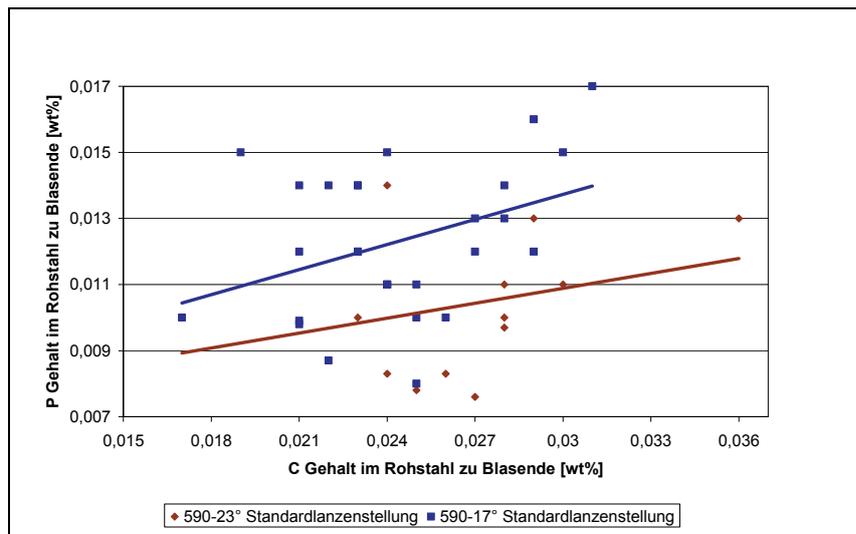


Abbildung A- 10: Einfluss des Kohlenstoffgehalts des Rohstahls

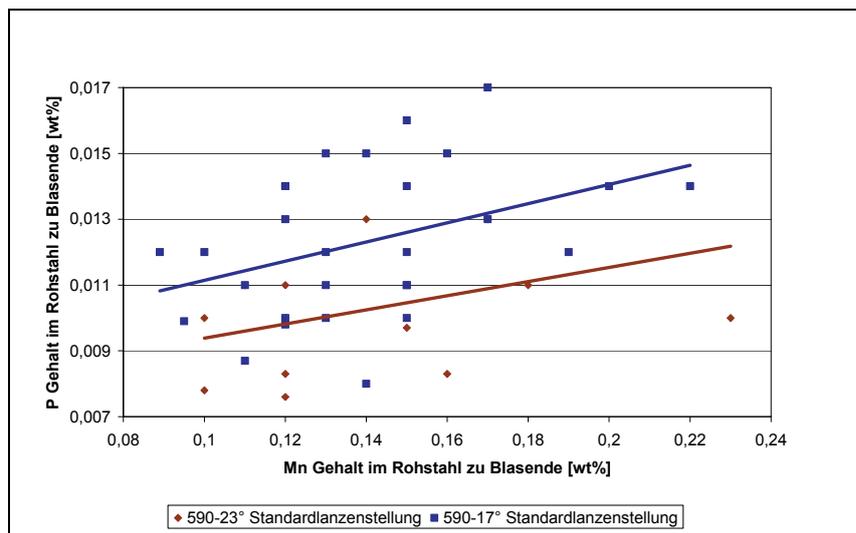


Abbildung A- 11: Einfluss des Mangangehalts des Rohstahls

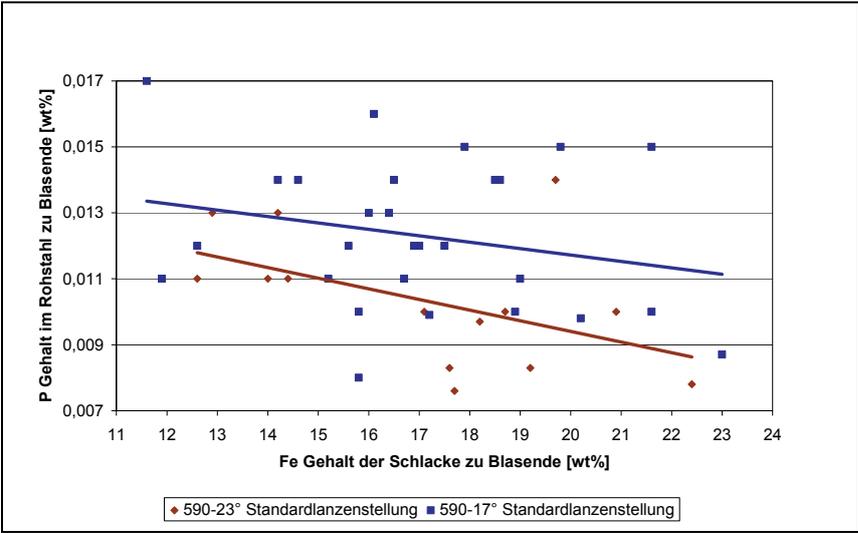


Abbildung A- 12: Einfluss des Eisengehalts der Schlacke

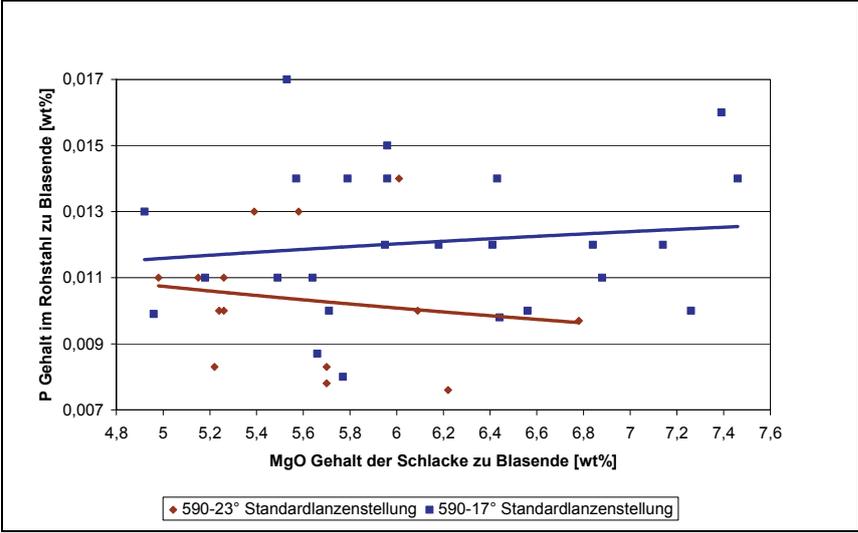


Abbildung A- 13: Einfluss des MgO Gehalts der Schlacke

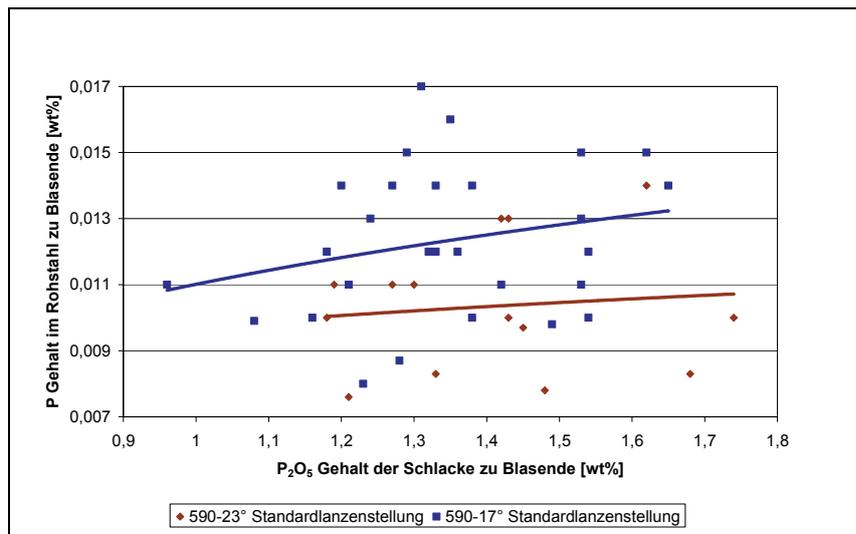


Abbildung A- 14: Einfluss des P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> Gehalts der Schlacke

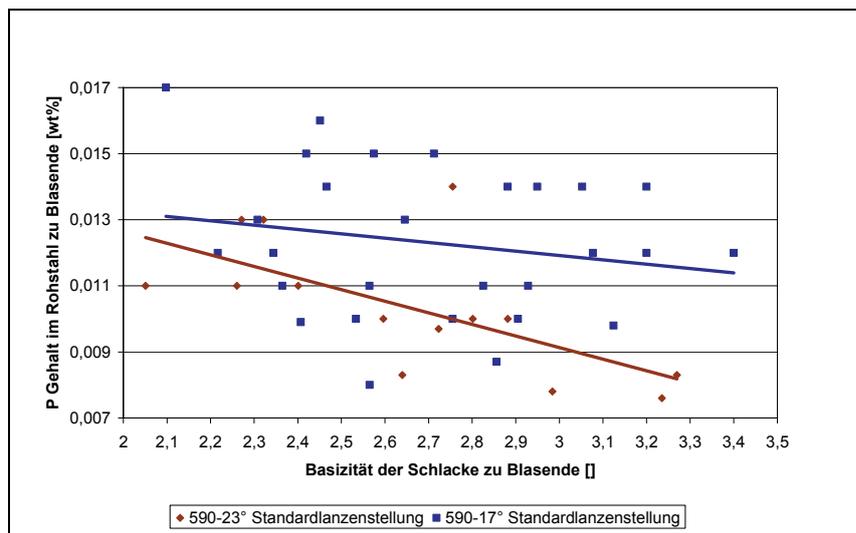


Abbildung A- 15: Einfluss der Basizität der Schlacke

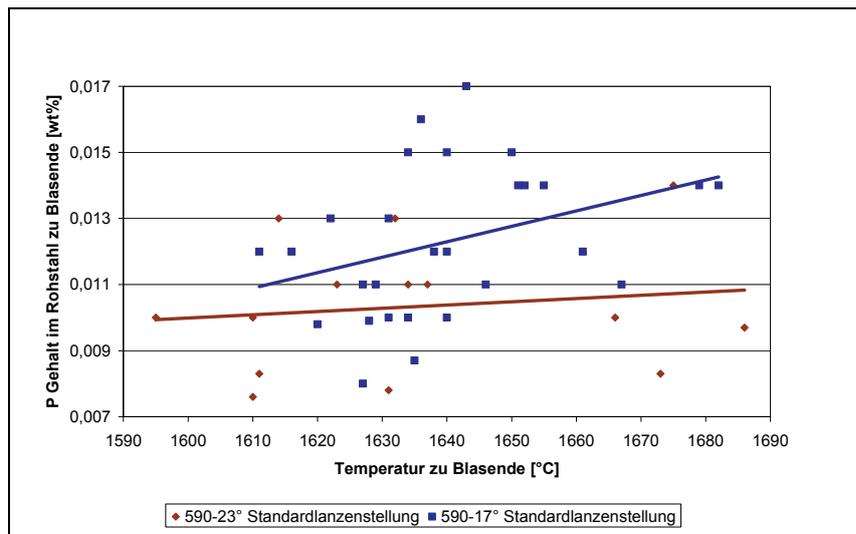


Abbildung A- 16: Einfluss der Abstichttemperatur

### A.3 Einfluss der Sauerstoffdurchflussmenge

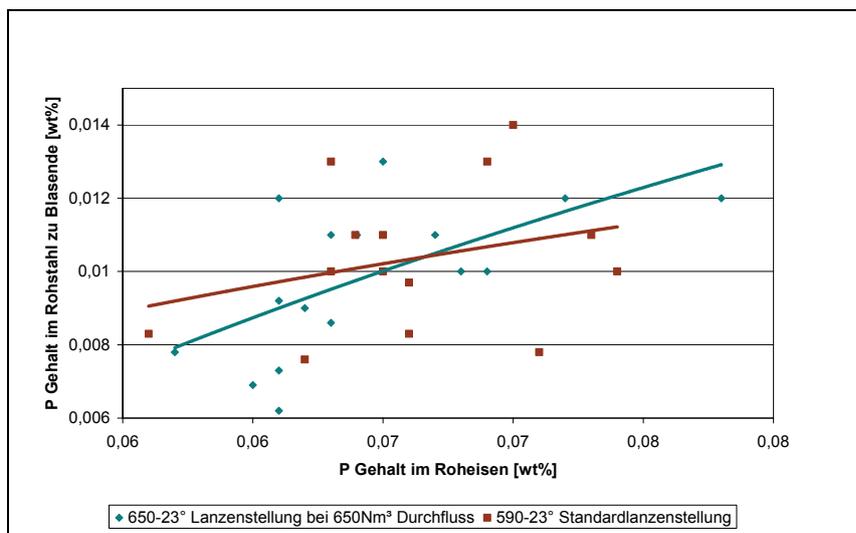


Abbildung A- 17: Einfluss des Phosphorgehalts des Roheisens

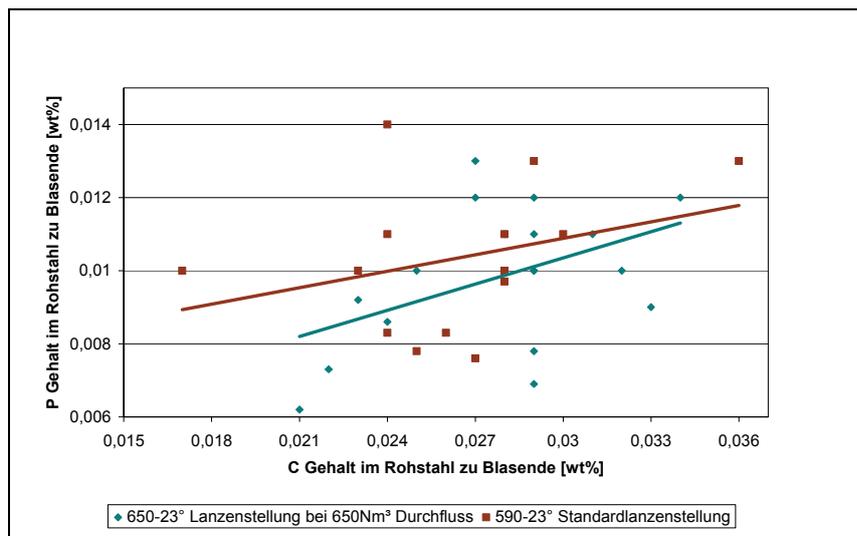


Abbildung A- 18: Einfluss des Kohlenstoffgehalts des Rohstahls

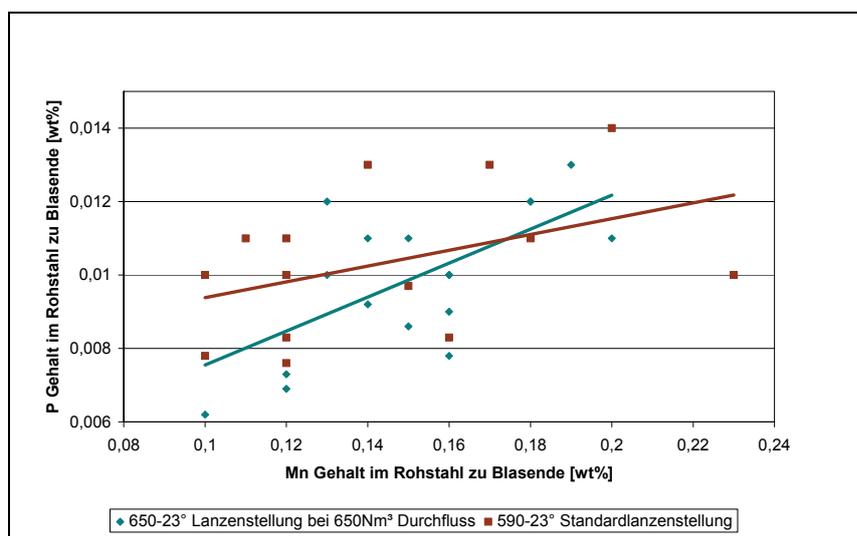


Abbildung A- 19: Einfluss des Mangangehalts des Rohstahls

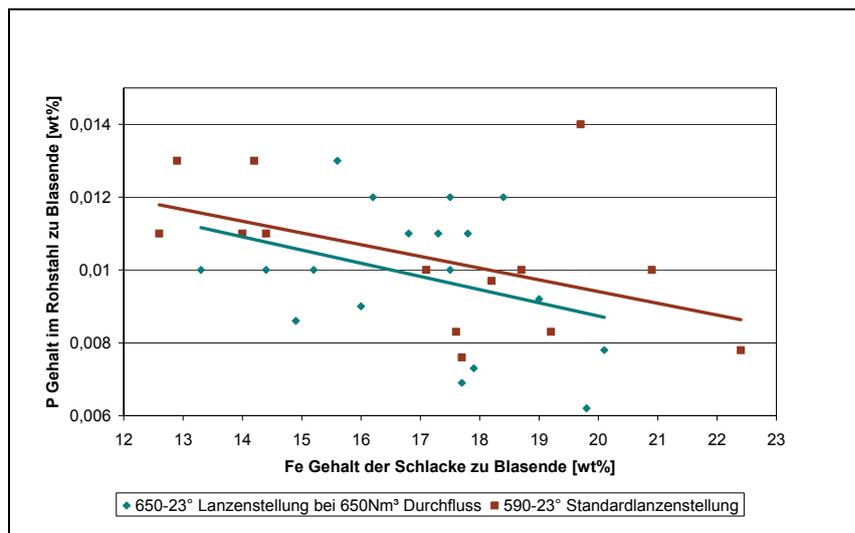


Abbildung A- 20: Einfluss des Eisengehalts der Schlacke

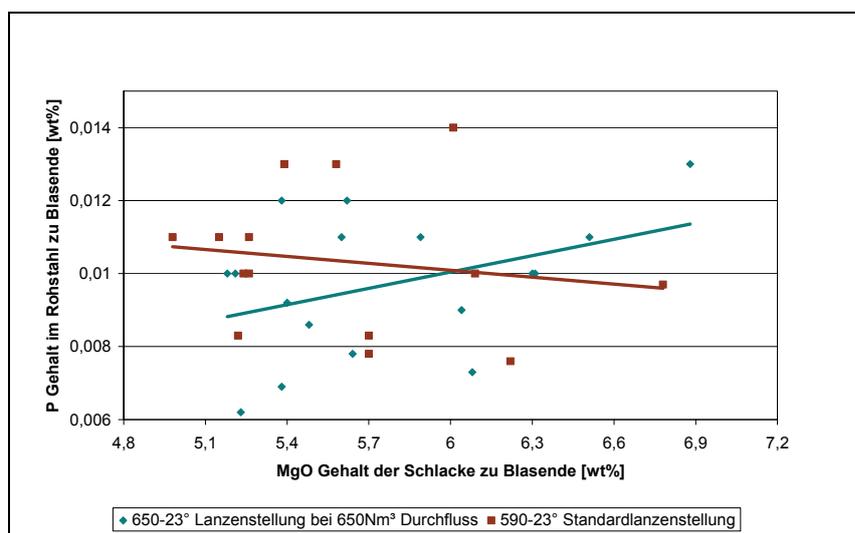


Abbildung A- 21: Einfluss des MgO Gehalts der Schlacke

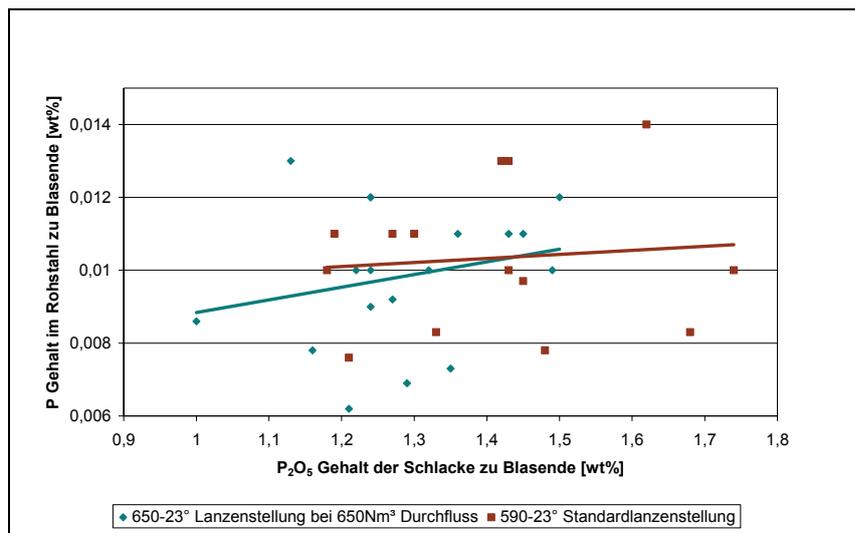


Abbildung A- 22: Einfluss des P<sub>2</sub>O<sub>5</sub> Gehalts der Schlacke

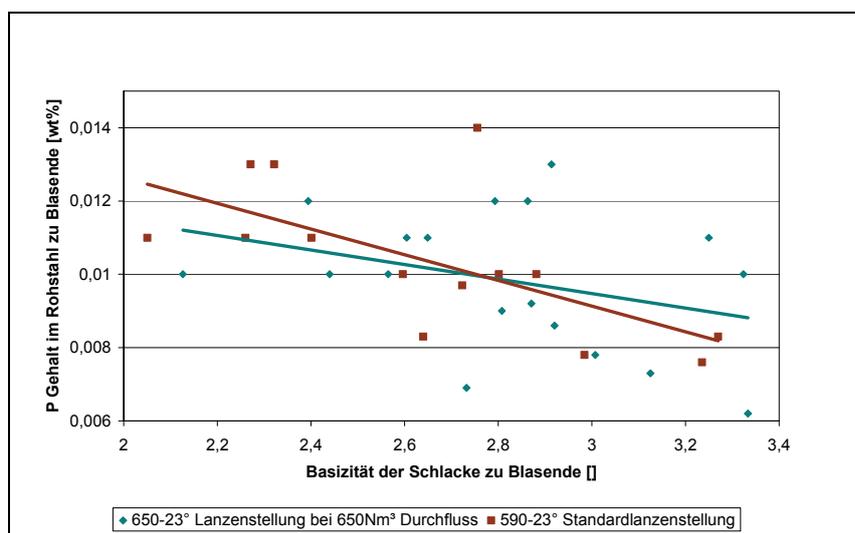


Abbildung A- 23: Einfluss der Basizität der Schlacke

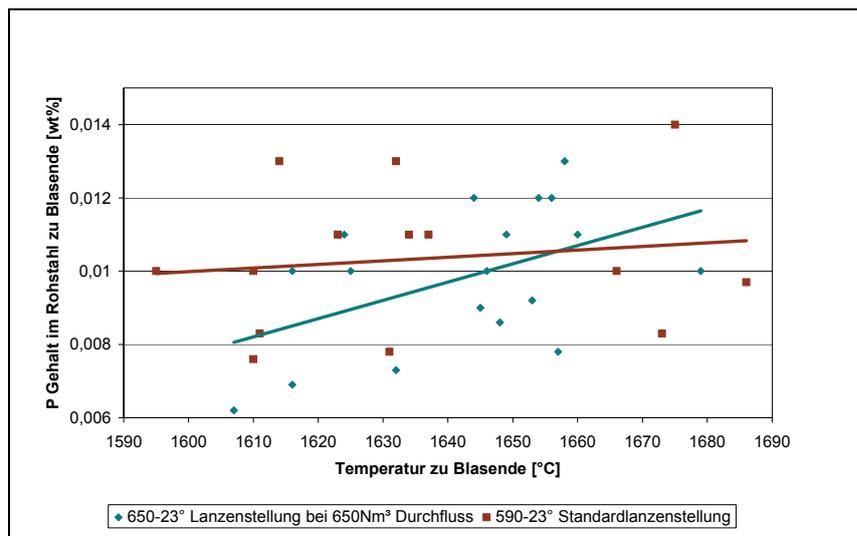


Abbildung A- 24: Einfluss der Abstichttemperatur

## B Differenzierte Betrachtung

### B.1 Einfluss der Lanzenstellung

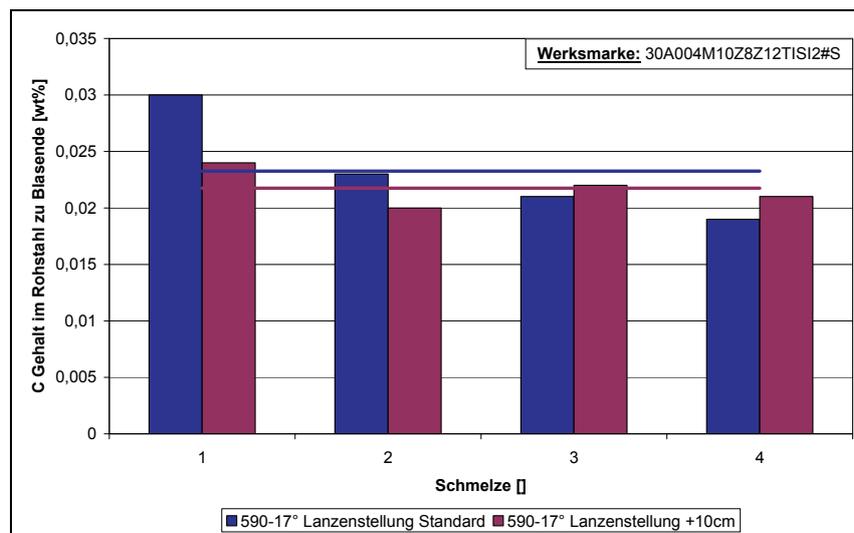


Abbildung B- 1: Kohlenstoffgehalt im Rohstahl

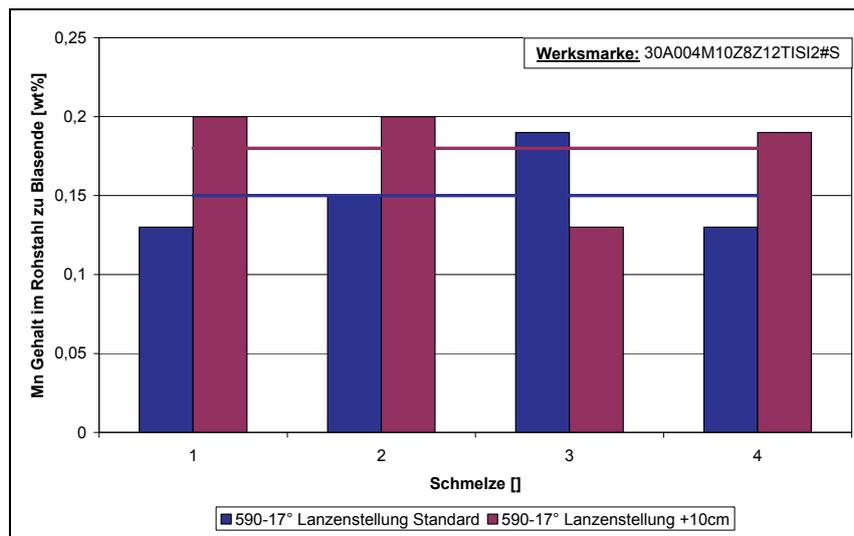


Abbildung B- 2: Mangengehalt im Rohstahl

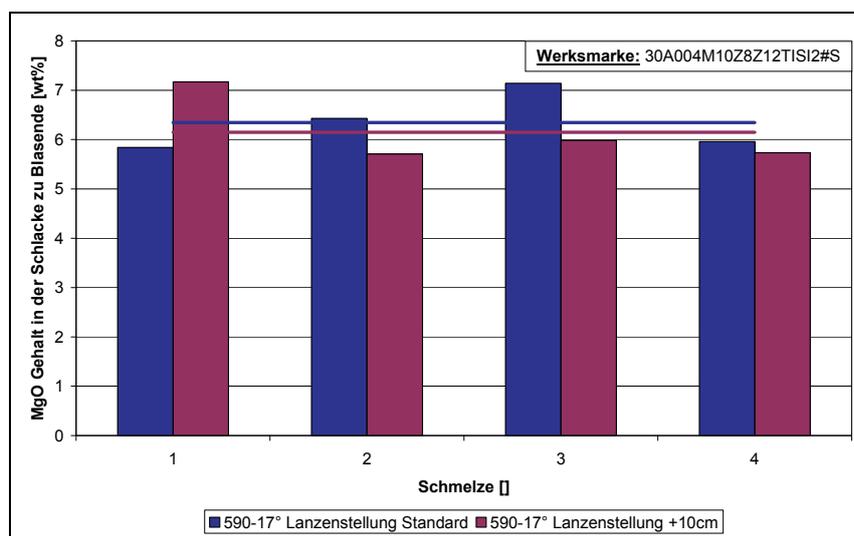


Abbildung B- 3: MgO Gehalt der Schlacke

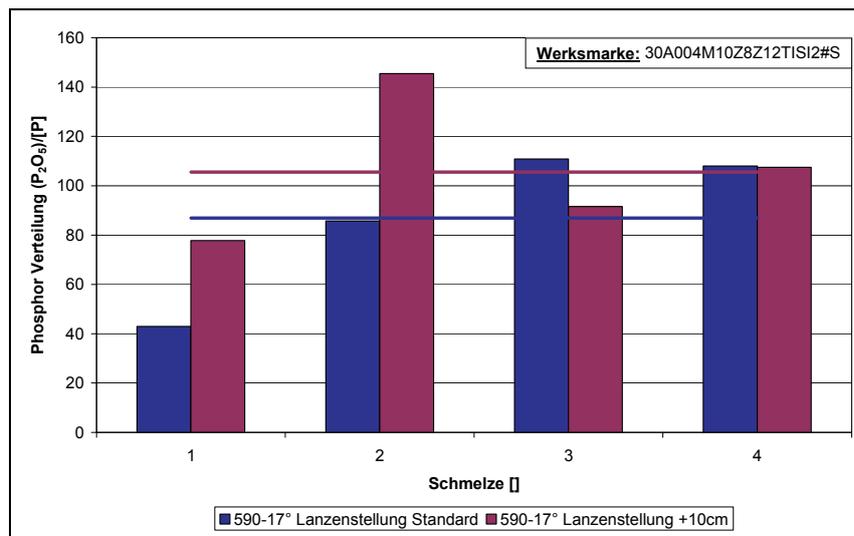


Abbildung B- 4: Phosphor Verteilung

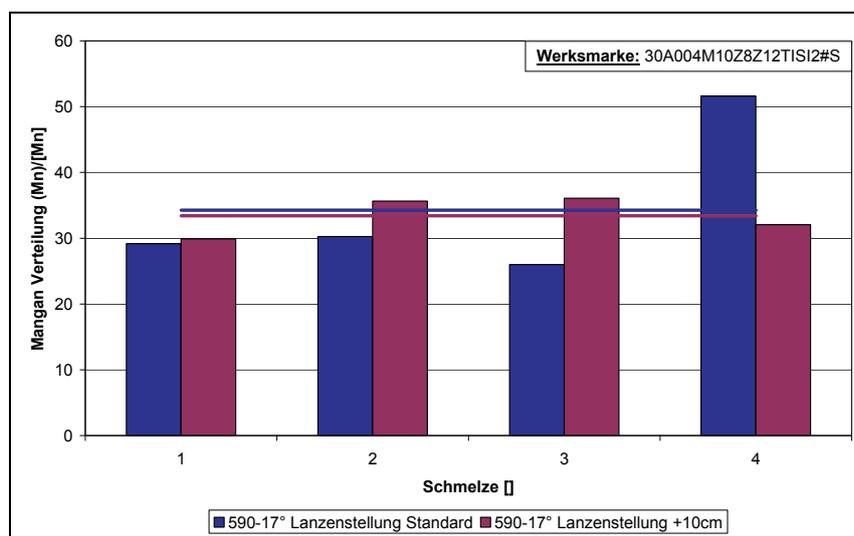


Abbildung B- 5: Mangan Verteilung

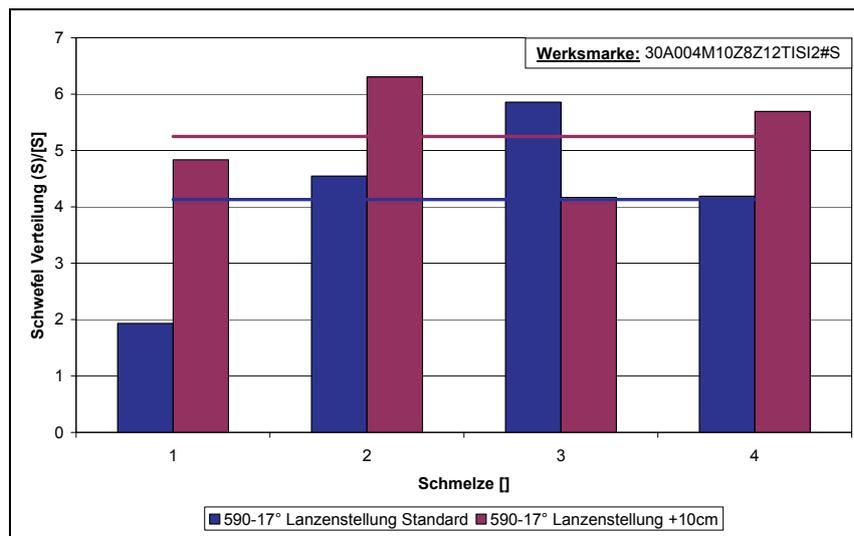


Abbildung B- 6: Schwefel Verteilung

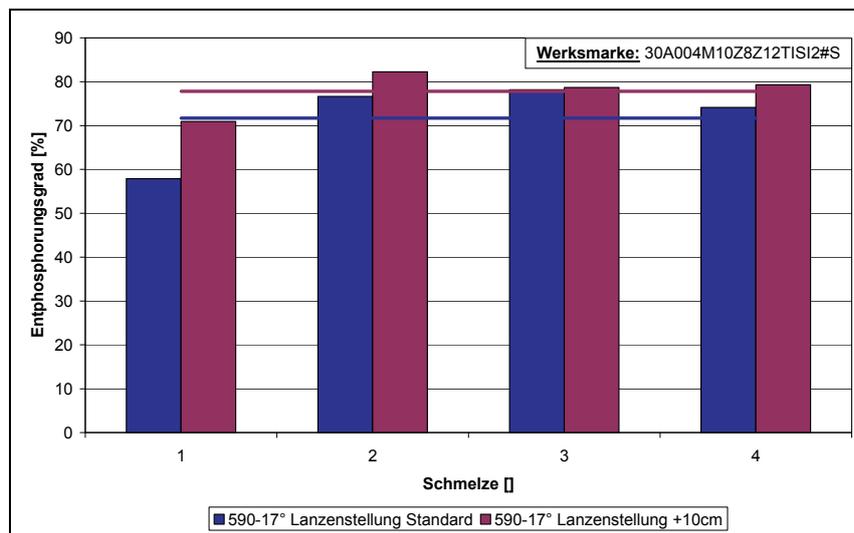


Abbildung B- 7: Entphosphorungsgrad

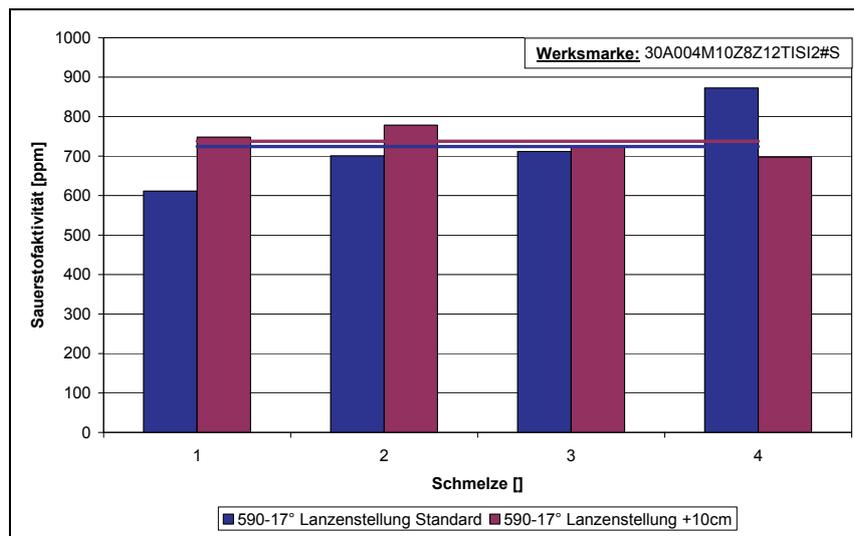


Abbildung B- 8: Sauerstoffaktivität

## B.2 Einfluss der Düsenkopfgeometrie

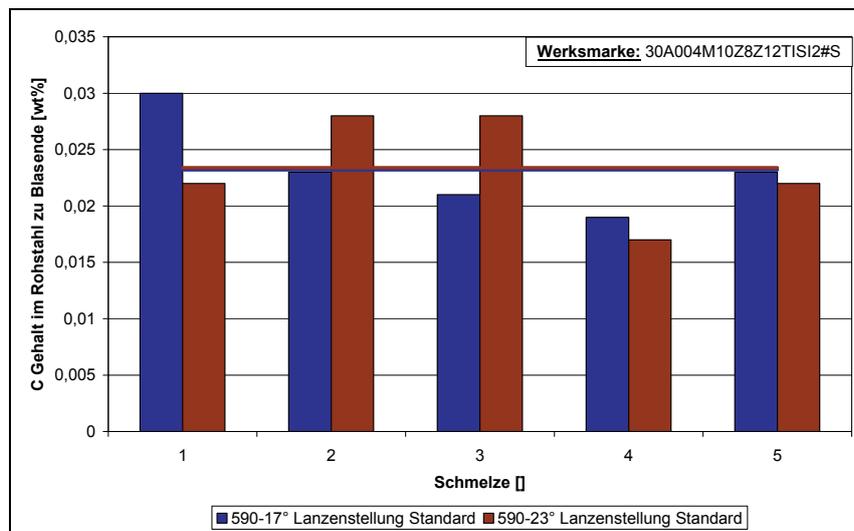


Abbildung B- 9: Kohlenstoffgehalt im Rohstahl

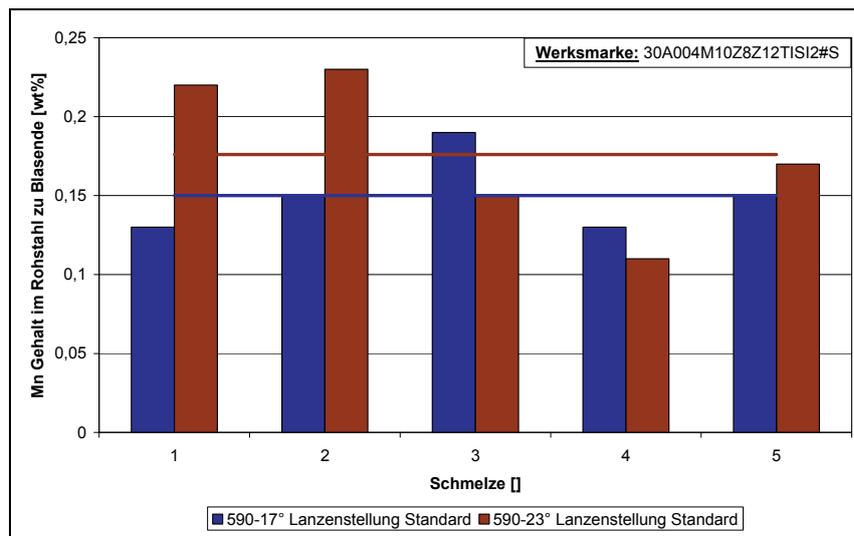


Abbildung B- 10: Mangengehalt im Rohstahl

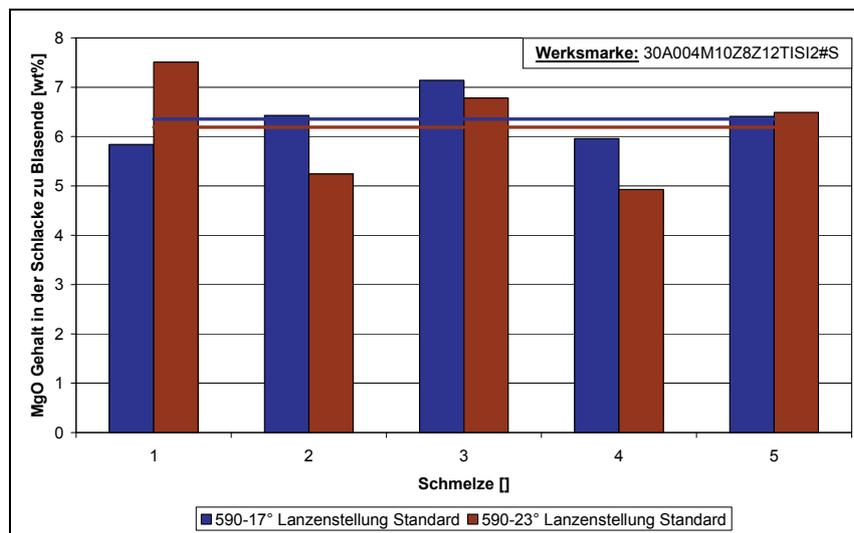


Abbildung B- 11: MgO Gehalt der Schlacke

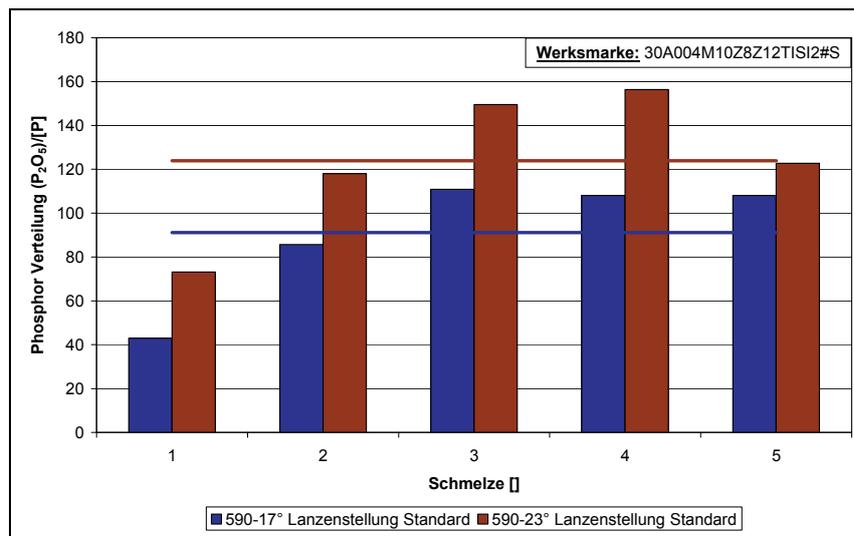


Abbildung B- 12: Phosphor Verteilung

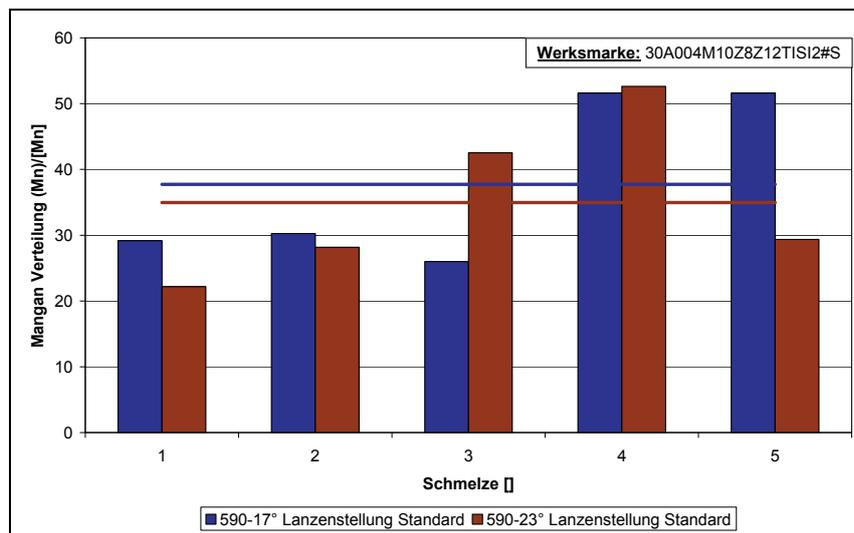


Abbildung B- 13: Mangan Verteilung

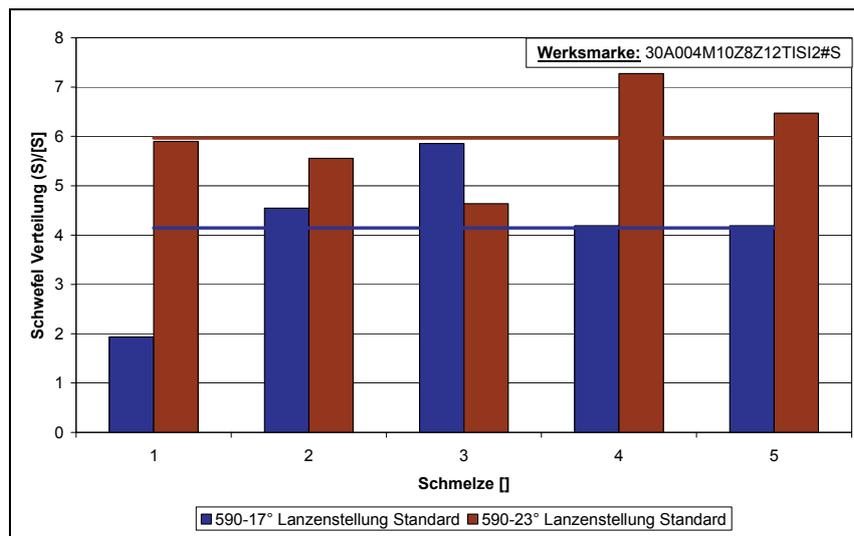


Abbildung B- 14: Schwefel Verteilung

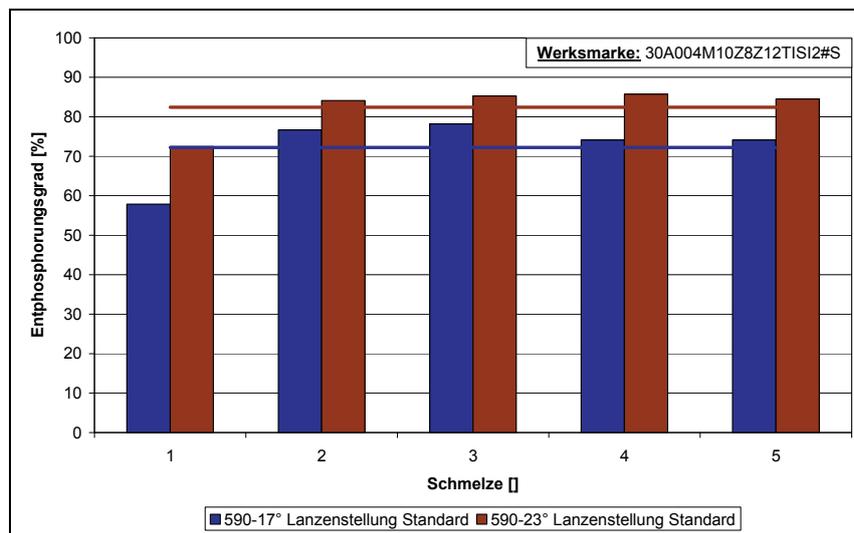


Abbildung B- 15: Entphosphorungsgrad

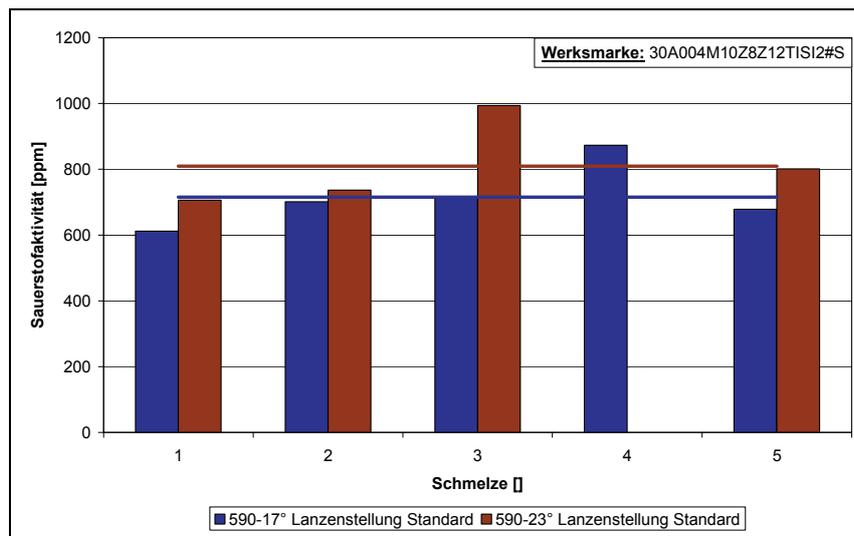


Abbildung B- 16: Sauerstoffaktivität

### B.3 Einfluss der Sauerstoffdurchflussmenge

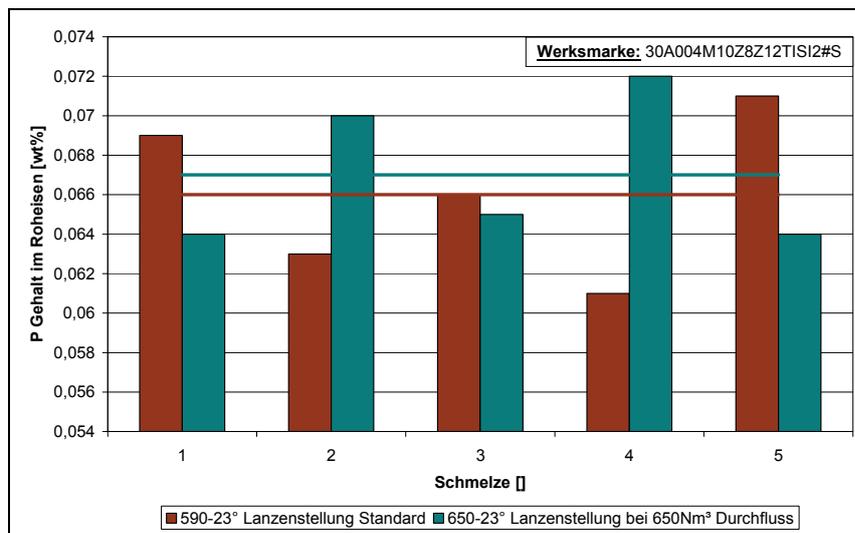


Abbildung B- 17: Phosphorgehalt im Roheisen

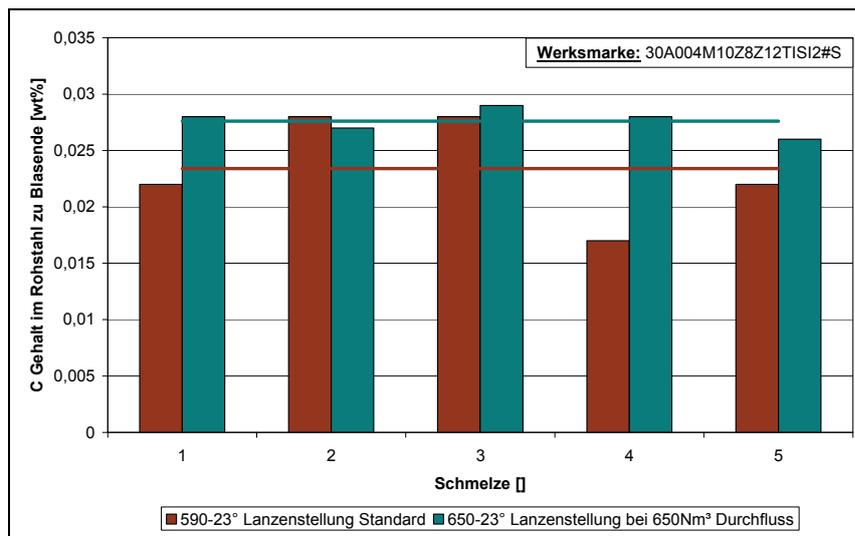


Abbildung B- 18: Kohlenstoffgehalt im Rohstahl

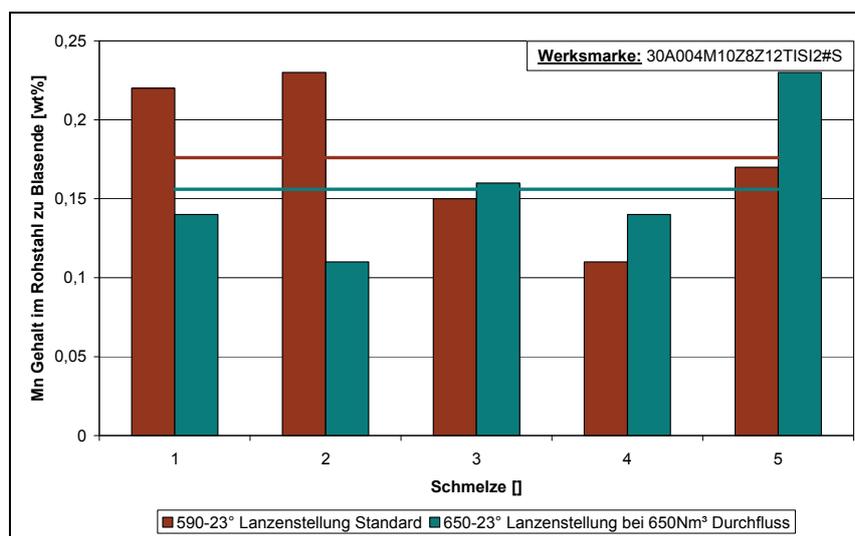


Abbildung B- 19: Mangengehalt im Rohstahl

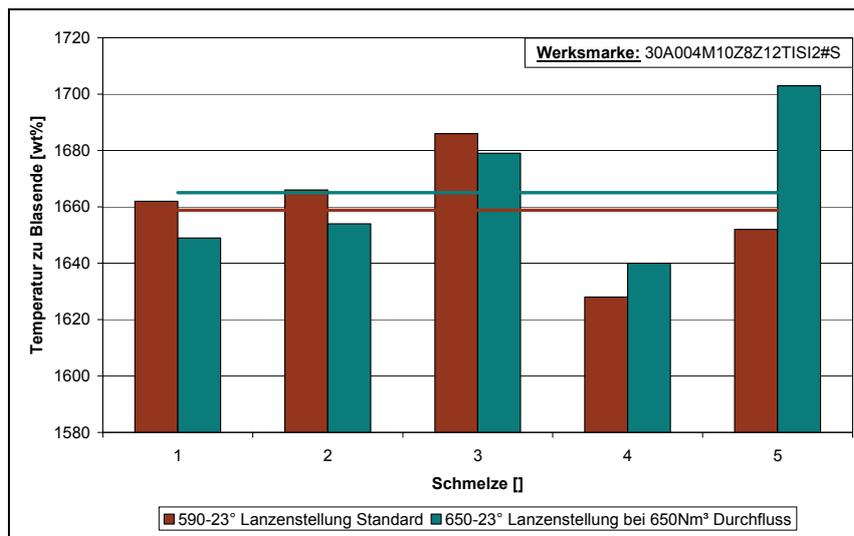


Abbildung B- 20: Temperatur

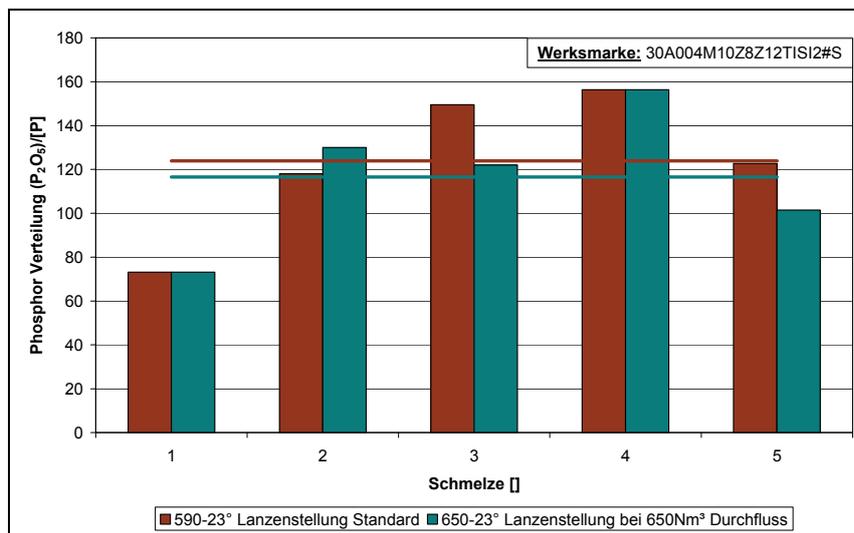


Abbildung B- 21: Phosphor Verteilung

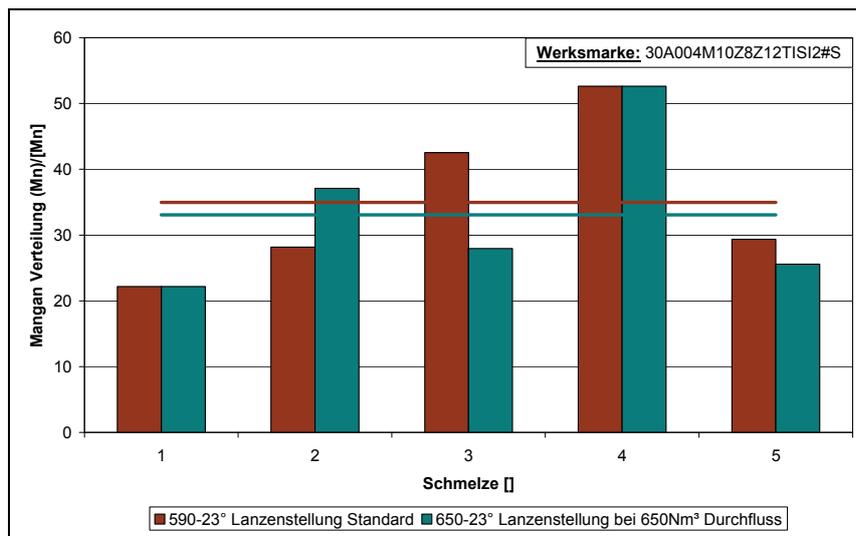


Abbildung B- 22: Mangan Verteilung

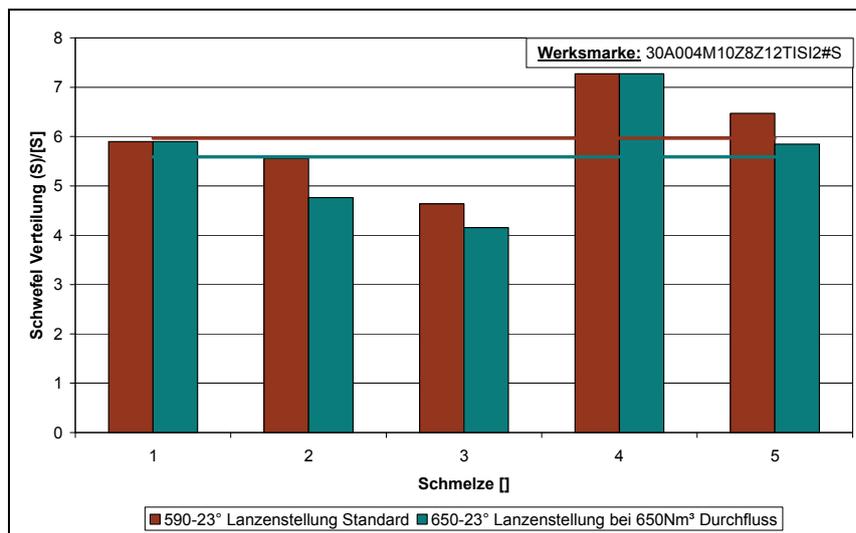


Abbildung B- 23: Schwefel Verteilung

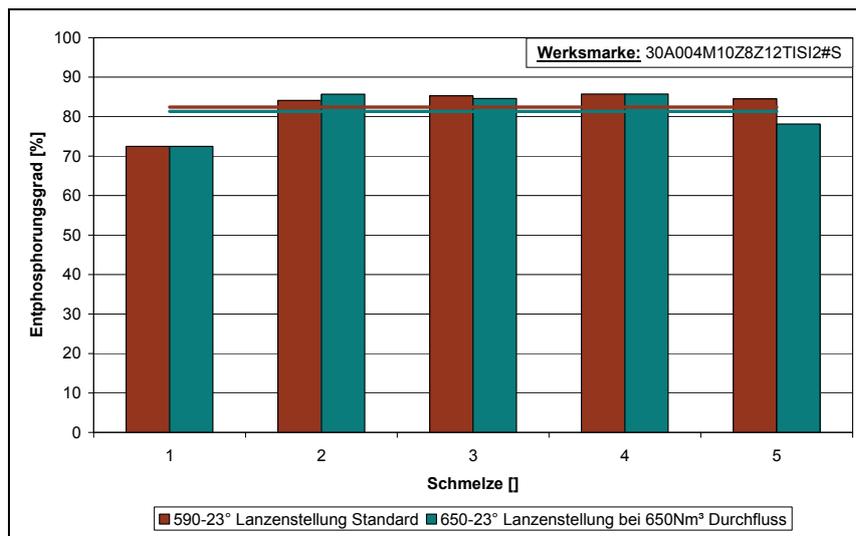


Abbildung B- 24: Entphosphorungsgrad

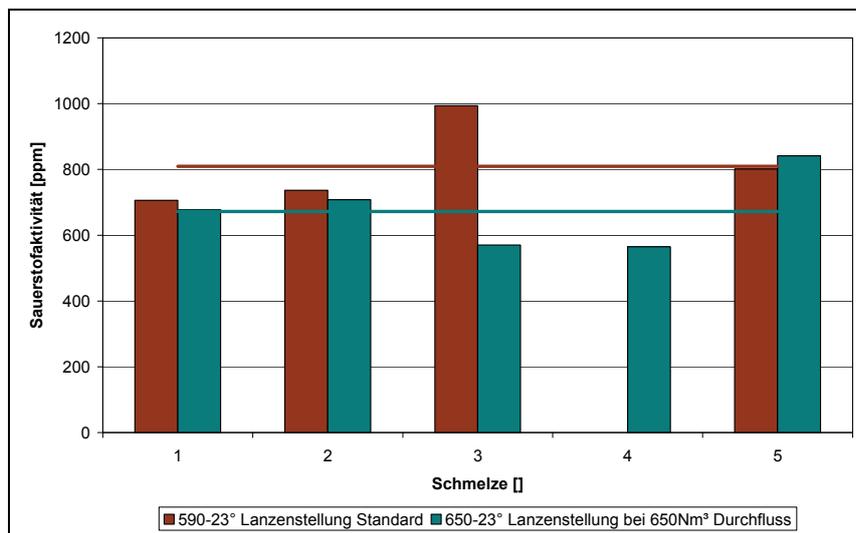


Abbildung B- 25: Sauerstoffaktivität

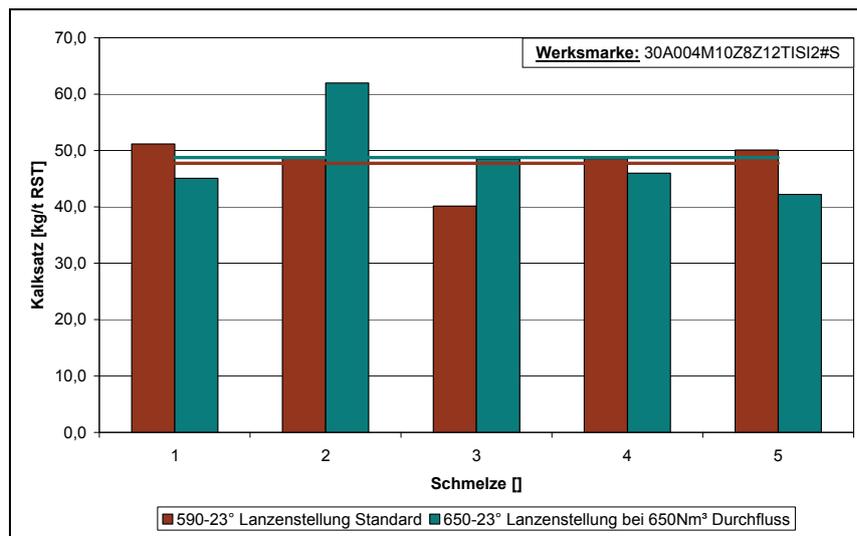


Abbildung B- 26: Kalksatz

## C Einfluss des Nachspülens

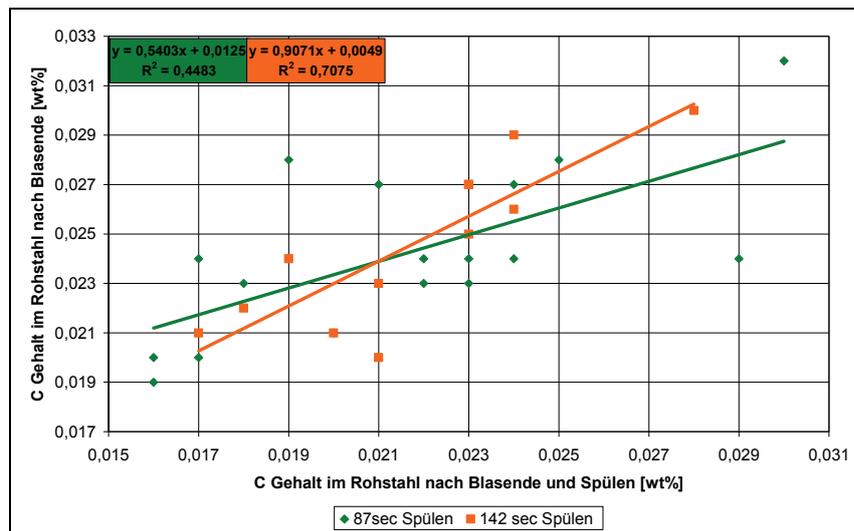


Abbildung C- 1: Veränderung des Kohlenstoffgehalts durch 142sec Nachspülen

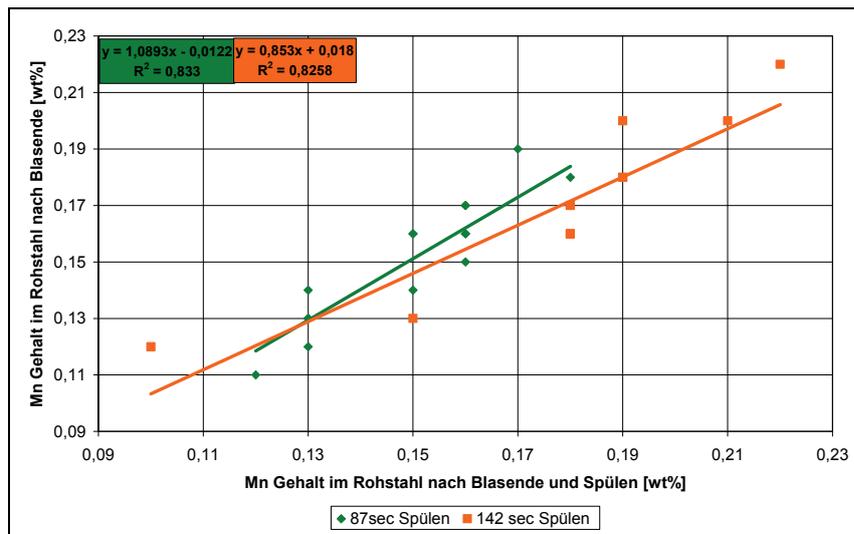


Abbildung C- 2: Veränderung des Mangangehalts durch 142sec Nachspülen

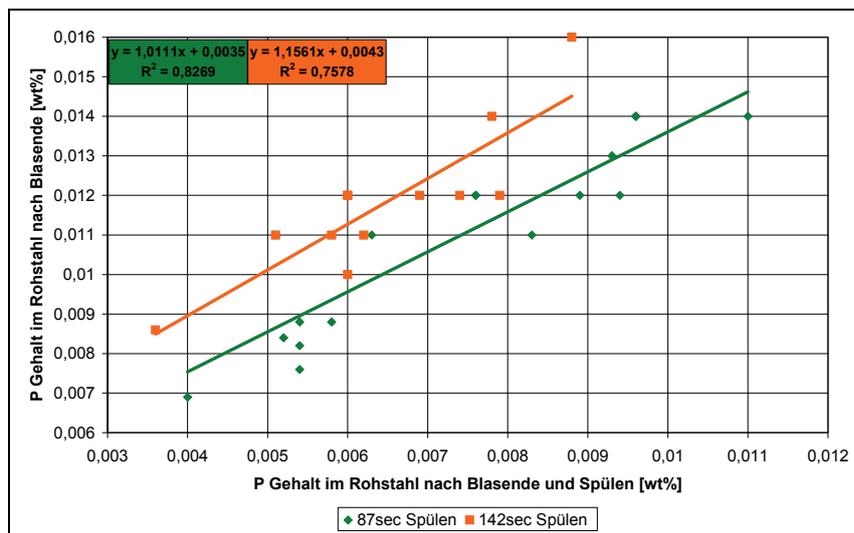


Abbildung C- 3: Veränderung des Phosphorgehalts durch 142sec Nachspülen

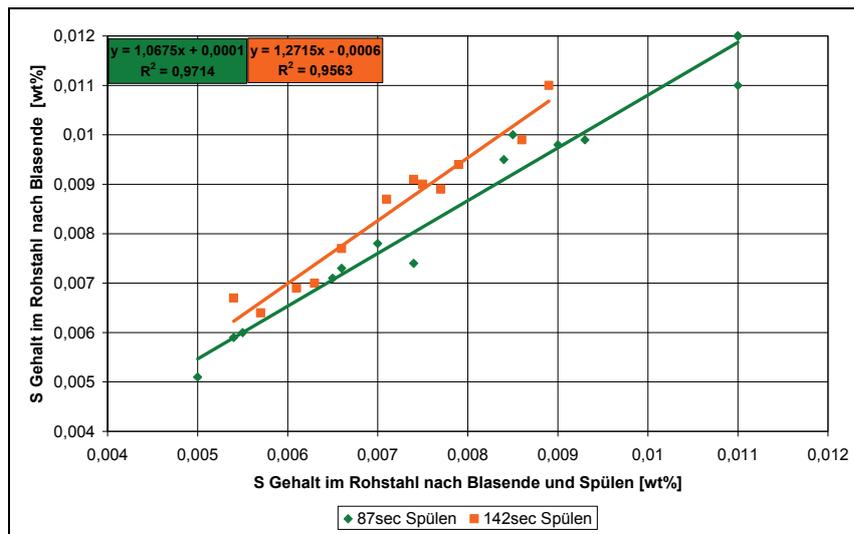


Abbildung C- 4: Veränderung des Schwefelgehalts durch 142sec Nachspülen

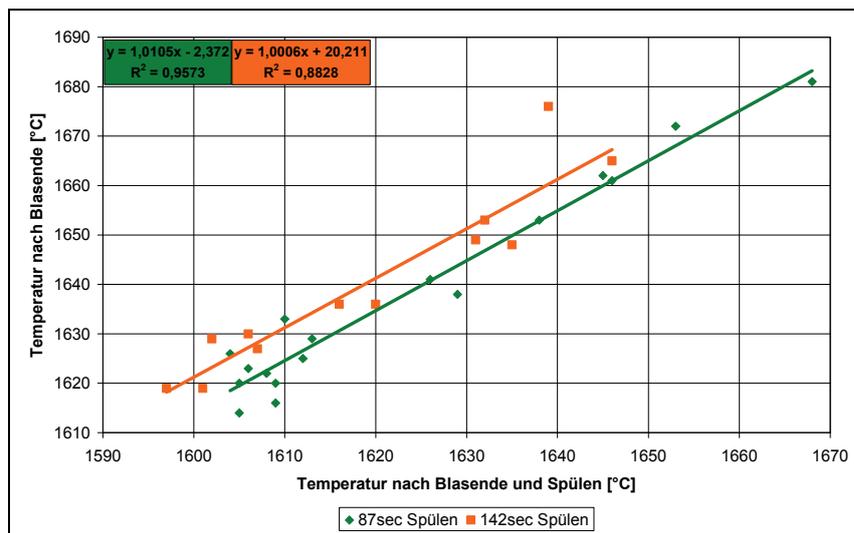


Abbildung C- 5: Veränderung der Temperatur durch 142sec Nachspülen

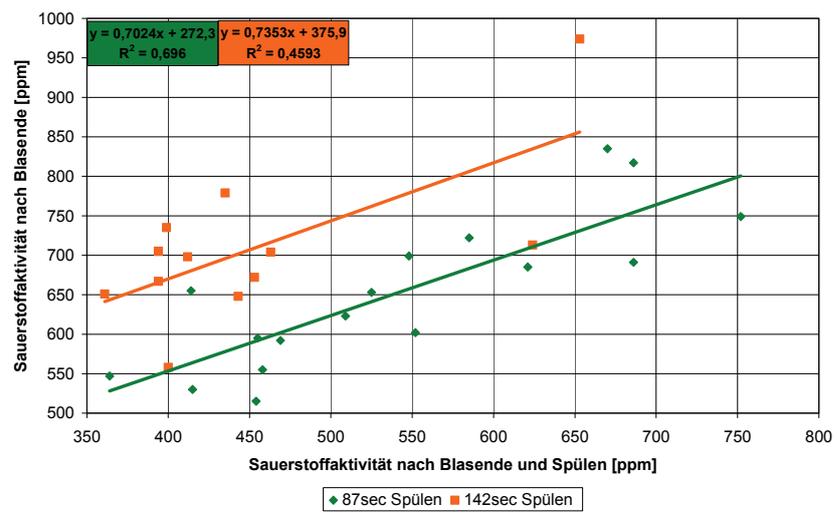


Abbildung C- 6: Veränderung der Sauerstoffaktivität durch 142sec Nachspülen