

Alexander Beetz

**Ein modulares Simulationskonzept
zur Evaluierung von Positionssensoren
sowie Filter- und Regelalgorithmen
am Beispiel des automatisierten Straßenbaus**

München 2012

**Verlag der Bayerischen Akademie der Wissenschaften
in Kommission beim Verlag C. H. Beck**



Ein modulares Simulationskonzept
zur Evaluierung von Positionssensoren
sowie Filter- und Regelalgorithmen
am Beispiel des automatisierten Straßenbaus

Von der Fakultät Luft- und Raumfahrttechnik und Geodäsie
der Universität Stuttgart
zur Erlangung der Würde eines
Doktors der Ingenieurwissenschaften (Dr.-Ing.)
genehmigte Abhandlung

Vorgelegt von

Dipl.-Ing. Alexander Beetz

aus Crailsheim

München 2012

Verlag der Bayerischen Akademie der Wissenschaften
in Kommission beim Verlag C. H. Beck

Adresse der Deutschen Geodätischen Kommission:



Deutsche Geodätische Kommission

Alfons-Goppel-Straße 11 • D – 80 539 München

Telefon +49 – 89 – 23 031 1113 • Telefax +49 – 89 – 23 031 -1283 / - 1100

e-mail hornik@dgfi.badw.de • <http://www.dgk.badw.de>

Hauptberichter: Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schwieger

Mitberichter: Prof. Dr.-Ing. Hilmar Ingensand

Tag der mündlichen Prüfung: 09.03.2012

© 2012 Deutsche Geodätische Kommission, München

Alle Rechte vorbehalten. Ohne Genehmigung der Herausgeber ist es auch nicht gestattet,
die Veröffentlichung oder Teile daraus auf photomechanischem Wege (Photokopie, Mikrokopie) zu vervielfältigen.

Inhaltsverzeichnis

Zusammenfassung	5
Abstract	6
1 Einführung	7
1.1 Einleitung.....	7
1.2 Vorgehensweise.....	7
1.3 Stand der Technik/Wissenschaft.....	8
1.3.1 Einführung in die Begrifflichkeit der Systemtheorie und Regelungstechnik.....	8
1.3.2 Einordnung von Bauprozess und Bauregelkreis.....	12
1.3.3 Zeitlicher Abriss der automatisierten Baumaschinensteuerung im Straßenbau.....	13
1.3.4 Bestehende Steuer- und Führungssysteme im Bereich der Baumaschinensteuerung....	14
2 Geometrische und physikalische Modelle von Baumaschinen im Straßenbau	18
2.1 Überblick der Lenkmodelle.....	18
2.1.1 Lenksysteme bei Radfahrzeugen.....	18
2.1.2 Lenksysteme bei Raupenfahrzeugen.....	21
2.1.3 Kinematische Fahrzeugmodelle.....	22
2.1.4 Das Einspurmodell für eine Vorderradlenkung bei konstanter Kreisfahrt.....	26
2.1.5 Das Einspurmodell für beliebige Lenksysteme mit Allrad-Knicklenkung.....	27
2.1.6 Das Raupenmodell.....	30
2.2 Überblick über Werkzeugmodelle.....	32
2.2.1 Werkzeugbeschreibung.....	32
2.2.2 Geometrische Modellierung der charakteristischen Werkzeuge.....	37
2.3 Integration der Modelle in das Kalman-Filter.....	46
2.3.1 Grundlagen des im Simulator genutzten Kalman-Filters.....	46
2.3.2 Im Simulator eingesetzte Adaptionen des Kalman-Filters.....	48
3 Positionierungssysteme und Sensoren im Regelprozess der Baumaschinensteuerung	50
3.1 Der Regelprozess im Simulator.....	50
3.1.1 Übertragungsglieder in der Regelungstechnik.....	50
3.1.2 Allgemeine Beschreibung der verwendeten Regler.....	51
3.1.3 Berechnung der Regelparameter.....	55
3.1.4 Berechnung der Regelgüte.....	56
3.1.5 Regelkreise des Simulators.....	58
3.1.6 Einführung des vorgezogenen Berechnungspunktes.....	59
3.2 Sensorüberblick.....	62
3.2.1 Einzelsensoren.....	62
3.2.2 Sensorkombinationen.....	64
3.3 Genauigkeits- und Sensitivitätsanalyse bezüglich eingesetzter Sensoren im Bereich der Baumaschinensteuerung.....	66
3.3.1 Kurze Einführung in die Sensitivitätsanalyse.....	66

3.3.2	<i>Vorgehen beim Berechnen der Varianzen</i>	67
3.3.3	<i>Berechnung der Varianzanteile</i>	68
3.3.4	<i>Vergleich zwischen Toleranz und Standardabweichung</i>	70
3.3.5	<i>Ergebnisse der Genauigkeitsuntersuchung</i>	73
3.4	<i>Beschreibung der verwendeten Sensoren im Simulator</i>	91
3.4.1	<i>Grundlagen und Probleme der kinematischen Positionsbestimmung mit Tachymetern</i>	91
3.4.2	<i>Im Simulator eingesetzte Tachymeter und Reflektor-Kombinationen</i>	95
3.4.3	<i>Praktische Überprüfung der Systematiken bezüglich der eingesetzten Tachymeter- und Reflektor-Kombinationen</i>	97
4	Aufbau des Baumaschinensimulators am IIGS	101
4.1	<i>Stand und Erweiterungen des Baumaschinensimulators</i>	101
4.1.1	<i>Hardware</i>	101
4.1.2	<i>Software</i>	103
4.1.3	<i>Implementierung der Sensoren und Datenmanagement</i>	105
4.1.4	<i>Soll-Trajektorien</i>	107
4.2	<i>Vorstellung der einzelnen Module</i>	109
4.2.1	<i>Simulationsstufen</i>	109
4.2.2	<i>Aufbau des Softwaresimulators und des erweiterten Steuermoduls</i>	110
4.2.3	<i>Der Softwaresimulator</i>	112
4.2.4	<i>Ergebnisse aus der Softwaresimulation</i>	114
4.2.5	<i>Automatische Lenkkalibrierung</i>	122
4.2.6	<i>Der Trajektoriengenerator</i>	136
5	Steuern und Regeln von Fahrzeugmodellen im Baumaschinensimulator	138
5.1	<i>Messfahrten zur Bestimmung von Messgenauigkeit und Regelgüte</i>	138
5.1.1	<i>Beschreibung des Testaufbaus</i>	138
5.1.2	<i>Durchführung der Messung</i>	140
5.1.3	<i>Beschreibung der Auswertung</i>	142
5.1.4	<i>Ergebnisse</i>	142
5.2	<i>Messfahrten zur Überprüfung der neuen Fahrzeugmodelle im Simulator</i>	149
5.2.1	<i>Raupenmodell</i>	149
5.2.2	<i>Hecklenker</i>	152
5.2.3	<i>Vergleich der eingesetzten Fahrzeugmodelle und Regler im Simulator</i>	154
5.3	<i>Vergleich der Kalman-Filter Variante 1 und Variante 2</i>	155
6	Zusammenfassung und Ausblick	158
	Literatur	162
	Anhang A: Bedienoberflächen des erweiterten Steuermoduls	169
	Danksagung	171
	Lebenslauf	173

Zusammenfassung

Im Bereich des automatisierten Straßenbaus gab es in den letzten Jahren sehr große Fortschritte, sodass auf großen Autobahnbaustellen schon vielfach automatisierte Baumaschinen eingesetzt werden. Bei diesen Maschinen findet hauptsächlich nur eine automatische Höhenregelung der Werkzeuge statt. Eine vollständige automatische Steuerung von Lage und Höhe des Fahrzeuges und Werkzeuges ist nur bei langsam fahrenden Baumaschinen, wie z.B. bei Asphaltfertigern und Randsteinfertigern, umgesetzt. Der Aufbau solcher Systeme wird zumeist individuell für jede Maschine durchgeführt, wobei das Zusammenspiel von Sensoren, Filter- und Regelalgorithmen von zentraler Bedeutung ist und für jeden Baumaschinentyp erneut vorgenommen werden muss. Simulationen für die Implementierung der Software auf dem Maschinenrechner und den zu verwendenden Sensoren werden meist nur softwareseitig durchgeführt. Ein Zwischenschritt, bei dem sowohl einzelne Sensorkomponenten oder auch die zu implementierenden Filter im Labor ohne äußere Einflüsse, wie z.B. Bodenbeschaffenheit oder andere Umgebungseinflüsse, getestet werden können fehlt. Das in dieser Arbeit entwickelte dreistufige Simulationskonzept schließt mit der Entwicklung eines zusätzlichen Hardware-In-The-Loop Simulators diese Lücke. Für den Hardware-In-The-Loop-Simulator werden ferngesteuerte Fahrzeugmodelle im Maßstab 1:14 eingesetzt, welche die kinematischen Fahreigenschaften realitätsnah abbilden. Durch das Zusammenschalten von Sensoren, Software und den Modellen können entsprechende Simulationen durchgeführt werden, um die neu einzubindenden Sensoren und Algorithmen im Labor zu optimieren.

Zur Umsetzung des Simulators findet, neben der geometrischen Beschreibung von weitverbreiteten Fahrzeugmodellen im Straßenbau, auch eine exemplarische Beschreibung von drei charakteristischen Werkzeugen statt. Bei diesen handelt es sich um die Werkzeuge einer Planierraupe, eines Motorgraders und eines Asphaltfertigers. Anhand von zwei dieser geometrischen Werkzeugmodelle wird eine Sensitivitätsanalyse durchgeführt, welche den Einfluss verschiedener Sensoren auf die erreichbare Positionsgenauigkeit der Werkzeuge untersucht.

Zum besseren Verständnis der systemtheoretischen und regelungstechnischen Begriffe für die Beschreibung des Simulators wird eine kurze Einführung in diese Thematik gegeben. Dabei wird gezielt auf die im Simulator benutzten Regler zur Querregelung der Fahrzeugmodelle auf einer vorgegebenen Trajektorie (Soll-Trajektorie) eingegangen. Die verwendeten Regler bestehen aus verschiedenen Kombinationen der einzelnen Parameter des PID-Reglers und beruhen somit auf einem nicht modellbasierten Ansatz. Für die Beschreibung der Regelgüte, am Beispiel der Querregelung, wird zur Evaluierung der Sensoren sowie der Regel- und Filteralgorithmen im Regelkreis der quadratische Mittelwert (Root Mean Square = RMS) eingeführt. Dieser berechnet sich aus den Querabweichungen der Fahrzeuge zu einer Soll-Trajektorie während der Querregelung. Vor dem Einsatz der Regler im Simulatorsystem werden diese anhand von Softwaresimulationen evaluiert.

Zur Positionsbestimmung der zu regelnden Fahrzeuge werden drei Robot-Tachymeter im Simulator eingesetzt. Diese werden hinsichtlich ihrer Messgenauigkeit für die Bestimmung der Regelgüte untersucht. Hierfür wird als Positionsreferenz zusätzlich ein Laser-Tracker verwendet, mit dessen Hilfe eine Trennung von Regelgüte und Messgenauigkeit erreicht werden kann.

Bei den im Simulator integrierten Fahrzeugen handelt es sich um ein Raupen- und um ein LKW-Modell, mit deren Hilfe ein Großteil der im Straßenbau vorkommenden Fahrzeugmodelle untersucht werden kann. Für diese Modelle wird ein automatisiertes Kalibrierverfahren zur Bestimmung der Lenkparameter zur rechnergestützten Steuerung vorgestellt.

Bei den praktischen Experimenten, die mit Hilfe des Simulators durchgeführt werden, findet neben der Überprüfung der implementierten Fahrzeugmodelle auch ein Vergleich von zwei Kalman-Filter-Varianten zur Verbesserung der Regelgüte statt. Innerhalb der Testreihen konnte in einem Geschwindigkeitsbereich von 10 - 30 cm/s eine Regelgüte von 2 - 4 mm erreicht werden.

Abstract

In recent years, great progress has been made in the field of automated road construction, so that automated construction machines are already widely used on large highway construction sites. In these machines automated height control of the tools is mainly used. A completely automated control of the position and height of the vehicle and the tool is only realized for slow-moving construction machines such as asphalt pavers and slip form pavers. The design of such systems is usually carried out individually for each machine, for which the combination of sensors, filters and control algorithms is of prime importance. Usually, the design must be effected again for each type of construction machine. Previous simulations for the implementation of the software on the machine computer are usually realized on software side. An intermediate step is missing in which sensor components or filter algorithms can be tested individually in the laboratory without being affected by outside influences such as of the ground or other environmental influences. The development of a three-step approach in this thesis closes this gap by developing an additional hardware-in-the-loop simulator. For the hardware-in-the-loop simulator remote-controlled vehicles in a scale of 1:14 are used which are able to reflect a realistic kinematic behavior. Simulations can be performed due to the interconnection of different sensors, software, and the remote-controlled models. Thereby new sensors and algorithms can be optimized in laboratory with respect to their implementation.

For the realization of the simulator, a geometric description of widely spread kinematic vehicle models is set up. Furthermore, an exemplary geometric description is shown for three characteristic tools of construction machines. These tools are the plate of a bulldozer, the plate of a motor grader and the screed of an asphalt paver. A local sensitivity analysis is carried out on the basis of two of these geometrical tool models, which determines the influence of various sensors on the achievable position accuracy of the tools.

For a better understanding of the terms of systems theory and control engineering, a brief introduction is given to these topics. In this introduction, the focus is laid on controllers used for lateral control of the vehicle models on a predetermined trajectory in the simulator. The controllers used consist of various combinations of the PID controller and are thus based on a non-model based approach. The root mean square (RMS = Root Mean Square) is adopted for the description of the control quality. The RMS is calculated with lateral deviations of the vehicle to a desired trajectory during the lateral control. It will be applied to evaluate the used sensors, the controllers and filter algorithms in the control loop. Before using the controllers in the simulator system, they will be evaluated by means of software simulations.

Three robotic total stations are used for the positioning of the controlled vehicles in the simulator. They will be analyzed as to their achievable accuracy in order to determinate the control quality. In this case also a laser tracker is used as a position reference, so that it is possible to make a separation of the control quality from the accuracy of the measurement.

The vehicles implemented in the simulator are a caterpillar and a truck model. With these remote-controlled models it is possible to investigate a large range of vehicle models found on construction sites. In order to determine the steering parameters for a computer-aided control system, an automated calibration method is presented for these models.

The simulator is used for testing the implemented vehicle models and also to compare two variants of Kalman filters with respect to improving the control quality. Within the test series, a control quality of 2 - 4 mm at a speed range of 10 - 30 cm/s could be achieved.

1 Einführung

1.1 Einleitung

Die Integration und Kombination von Sensoren zur Baumaschinenregelung ist sehr aufwendig und muss individuell für jede Baumaschine vorgenommen werden. Gerade die Kombination verschiedenartiger Sensoren macht es notwendig, diese genau aufeinander abzustimmen und zu synchronisieren. Sehr gut eignet sich hierfür die Verwendung von Kalman-Filtern. Diese Filter ermöglichen es, neben der optimalen Verschmelzung unterschiedlicher Sensordaten, auch Sensorausfälle zu überbrücken. Dies gelingt durch die Fähigkeit des Kalman-Filters, Systemzustände in die Zukunft zu präzisieren, wenn das System mathematisch und physikalisch beschrieben werden kann. Die zu implementierenden Kalman-Filter können jedoch im Moment nur durch Softwaresimulationen oder direkt an der Baumaschine getestet werden. Ein Zwischenschritt bei dem sowohl einzelne Sensorkomponenten oder auch die zu implementierenden Kalman-Filter im Labor ohne äußere Einflüsse wie z.B. Bodenbeschaffenheit oder andere Umgebungseinflüsse getestet werden können fehlt. Diese Arbeit soll mit der Entwicklung eines Hardware-In-The-Loop Simulators diese Lücke schließen. Erste Schritte für die Umsetzung dieses Systems wurden in BEETZ (2003) und GLÄSER (2007) unternommen. Grundlegende Berechnungen zur Integration in ein Echtzeitsystem wie die Berechnung des Abstandes zu einer Soll-Trajektorie zur Bahnführung und die Kalibrierung von Lenkparametern wurden bereits in BEETZ (2003) entwickelt. GLÄSER (2007) integriert Teile davon in ein modulares System, mit dem bereits eine autonome Bahnführung eines ferngesteuerten Fahrzeuges mit Hilfe eines Tachymeters durchgeführt werden konnte. Die Integration eines Kalman-Filters wurde in dieser Arbeit jedoch nur theoretisch aufbereitet und der zur Bahnführung des Objektes wichtige Regelalgorithmus war auf einen Reglertyp beschränkt. Der modulare Aufbau des Systems beinhaltet ein Modul für die Sensordatenerfassung, in diesem Fall ein Tachymeter, und das eigentliche Steuermodul für das autonom zu führende Fahrzeug. Der Austausch von anderen Regelalgorithmen bzw. Fahrzeugmodellen innerhalb des Steuermoduls war noch nicht möglich. Die Ziele dieser Arbeit werden im Folgenden aufgeführt:

- Untersuchung von Positionsberechnungen für Werkzeuge mittels einer Sensitivitätsanalyse
- Untersuchung verschiedener Tachymeter und Reflektoren neuester Generation hinsichtlich der Einsatzfähigkeit für Führungsaufgaben im Regelkreis
- Automatisierung der Kalibrierung der Lenkparameter für verschiedene Fahrzeugmodelle
- Erweiterung des bestehenden Systems um folgende Punkte:
 - Verbesserung des modularen Aufbaus innerhalb der Steuerkomponente
 - Integration unterschiedlicher kinematischer Fahrzeugmodelle
 - Untersuchung verschiedener Kalman-Filter
 - Untersuchung verschiedener Regelalgorithmen zur Bahnführung
 - Integration von Teach-In-Prozessen
- Evaluierung eines Messaufbaus zur Trennung von Regelgüte und Messgenauigkeit

1.2 Vorgehensweise

Zur Lösung der genannten Ziele wird zunächst eine Einführung in das Thema gegeben. Dabei werden die wichtigsten Begriffe der System- und Regelungstechnik erklärt. Unter anderem wird die Einordnung des Regelprozesses im Bauprozess verdeutlicht und der aktuelle Stand zur Automatisierung im Straßenbau aufgearbeitet und aktuelle Systeme vorgestellt.

Für die spätere Implementierung der neuen Fahrzeugmodelle werden im zweiten Kapitel die wichtigsten geometrischen und dynamischen Fahrzeugmodelle innerhalb des Straßenbaus aufgearbeitet und erklärt. Neben der funktionalen Beschreibung der Werkzeuge von Planierdrape, Motorgrader und Asphaltfertiger, wird auch eine geometrische Beschreibung der jeweiligen Werkzeuge durchgeführt. Des Weiteren wird eine kurze Einführung in den diskreten Kalman-Filter und die implementierten Kalman-Filter-Adaptionen gegeben.

In Kapitel 3 wird eine vertiefende Einführung in die Regelungstechnik gegeben. Darauf aufbauend werden die implementierten Regler im System aufgeführt und erklärt. Danach wird eine Übersicht über die wichtigsten Sensoren im Bereich der Baumaschinensteuerung gegeben. Anschließend werden die in Kapitel 2 erstellten geometrischen Werkzeugmodelle für eine Genauigkeitsuntersuchung auf Basis einer lokalen Sensitivitätsanalyse herangezogen. Dabei werden die Einflüsse der Genauigkeiten unterschiedlicher Sensoren und Messwerte untersucht. Für die Verwendung im Regelprozess werden drei Tachymeter vorgestellt und auf ihre Genauigkeit bezüglich stochastischer und systematischer Anteile bei der Messung auf Reflektoren untersucht.

Die Beschreibung des erstellten Hardware-In-The-Loop-Simulators erfolgt im vierten Kapitel. Hierbei werden zunächst die Neuerungen gegenüber dem bestehenden System aus GLÄSER (2007) allgemein vorgestellt. Anschließend werden die einzelnen Softwaremodule innerhalb des Simulators beschrieben und verschiedene Implementierungen und Adaptionen von Regelungsalgorithmen, Fahrzeugmodellen und Kalman-Filtern durchgeführt.

In Kapitel 5 wird zur Identifikation von tatsächlicher Regelgüte und zur Überprüfung der Messgenauigkeit während des Regelprozesses ein Laser-Tracker zur Messung einer Referenztrajektorie eingesetzt. Anschließend werden weitere Messfahrten zur Erprobung der neu implementierten Fahrzeugmodelle und Kalman-Filter durchgeführt.

In Kapitel 6 werden die gewonnenen Ergebnisse der Arbeit zusammengefasst. Abschließend wird ein Ausblick auf weitere durchzuführende Schritte und künftigen Forschungsbedarf gegeben.

1.3 Stand der Technik/Wissenschaft

1.3.1 Einführung in die Begrifflichkeit der Systemtheorie und Regelungstechnik

Damit schon von Beginn an mit der Begrifflichkeit der Systemtheorie und Regelungstechnik umgegangen werden kann, soll hier ein kleiner Einblick diesbezüglich gegeben werden. Zunächst werden systemtheoretische Grundlagen und Begriffe erklärt. Danach erfolgt die Erklärung der wichtigsten Komponenten eines Regelkreises, bevor der in der Regelungstechnik wichtige Unterschied zwischen Regeln und Steuern erläutert wird.

Nach UNBEHAUEN (2002) werden Systeme nach ihren Eingangssignalen unterschieden. Dabei existieren kontinuierliche, als auch diskontinuierliche Signale. Hieraus ergeben sich dann kontinuierliche oder diskontinuierliche Systeme. Als kontinuierliche Systeme werden oft auch Analogsysteme bezeichnet. Im Gegensatz dazu werden Digitalssysteme häufig als diskontinuierliche Systeme benannt. Von diskontinuierlichen Signalen spricht man häufig im Zusammenhang mit diskreten Signalen, wie sie später im Simulator verwendet werden. Bei einem System kann nach UNBEHAUEN (2002) zwischen Eingangssignalen $x(t)$ und Ausgangssignalen $y(t)$ unterschieden werden und über die folgende Operatorbeziehung (mit dem Systemoperator F) ausgedrückt werden (hier kontinuierlich):

$$y(t) = F(x(t)). \quad (1-1)$$

Dabei kann der Systemeingang als auch der Systemausgang aus mehreren Signalen bestehen, die oft in Vektoren zusammengefasst werden. Systeme, die nur einen Eingang und einen Ausgang besitzen werden dabei nach ISERMANN (1988) als SISO-Systeme (single-input-single-output) und Systeme mit mehreren Ein- und Ausgängen als MIMO-Systeme (multiple-input-multiple-output) bezeichnet. Abbildung 1 zeigt eine schematische Darstellung dynamischer Systeme. Mischformen mit einem Eingang und mehreren Ausgängen oder umgekehrt sind ebenso möglich.

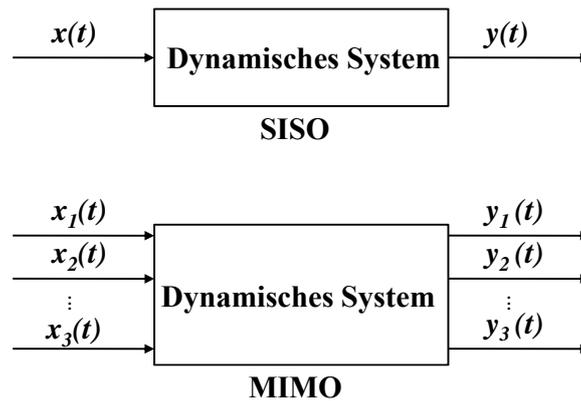


Abbildung 1: Dynamische Systeme (nach UNBEHAUEN 2002)

Weiter lassen sich Systeme durch ihre Eigenschaften beschreiben. Im Folgenden seien einige wichtige genannt, wie sie in UNBEHAUEN (2002) erklärt und definiert werden:

Linearität: Ein System ist linear, wenn im Beispiel eines Systems mit zwei Eingängen und zwei Ausgängen folgende Beziehung gilt:

$$F(k_1 \cdot x_1(t) + k_2 \cdot x_2(t)) = k_1 \cdot y_1(t) + k_2 \cdot y_2(t) \quad (1-2)$$

Hierbei ergibt sich durch die Multiplikation der Eingangsgröße $x_i(t)$ mit einer Konstanten k_i , dass auch die Ausgangsgröße $y_i(t)$ mit k_i multipliziert wird.

Zeitinvariant: Ist die Form des Ausgangssignal eines Systems unabhängig von dem Zeitpunkt, an dem das Signal des Eingangs einsetzt, spricht man von einem zeitinvarianten System. Das Gegenteil von zeitinvariant ist zeitvariant.

Kausalität: Ein System ist kausal, wenn der Verlauf des Ausgangssignals $y(t)$ bis zu jedem beliebigen Zeitpunkt t , immer nur vom Verlauf des entsprechenden Eingangssignals $x(t)$ bis zum Zeitpunkt t abhängt. Dies gilt sowohl für kontinuierliche als auch diskontinuierliche Systeme.

Gedächtnis: Man unterscheidet zwischen gedächtnislosen und dynamischen Systemen. Als gedächtnislos wird ein System bezeichnet, wenn das Ausgangssignal $y(t)$ zu jedem Zeitpunkt immer nur vom Eingangssignal $x(t)$ zum selben Zeitpunkt abhängt. Hängt das System zusätzlich von vergangenen Eingangssignalen $x(t)$ ab, spricht man von einem dynamischen System.

Soll ein System detaillierter beschrieben werden und nicht nur mit einer direkten Beziehung zwischen den Eingangs- und Ausgangsgrößen, so führt dies zur Darstellung im Zustandsraum. Hierbei wird das Verhalten von internen Signalen zusätzlich beschrieben. Dabei ergeben sich nach BERGER (2001) folgende Grundgleichungen für die Beschreibung eines linearen Mehrgrößensystems durch einen Satz von n Differenzialgleichungen 1. Ordnung:

$$\dot{x}_n(t) = A_{n,n} \cdot x_n(t) + B_{n,r} \cdot u_r(t) + G_{n,p} \cdot z_p(t) \quad (1-3)$$

und der Ausgangsgröße:

$$y_m(t) = C_{m,n} \cdot x_n(t) + D_{m,r} \cdot u_r(t) \quad (1-4)$$

Die Systemmatrix $A_{n,n}$, und die Eingangsmatrix (auch Steuermatrix) $B_{n,r}$, beschreiben nach EICHHORN (2005) den deterministischen Anteil des Vektordifferentialgleichungssystems (die Buchstaben m , n , p , r repräsentieren die Zeilen und Spalten der Vektoren und Matrizen). Die um die Störgrößenmatrix $G_{n,p}$ erweiterte allgemeine Darstellung des Zustandsraums, wie sie auch in LUNZE (2010a) oder FÖLLINGER (1994) zu finden ist, beschreibt entsprechend den stochastischen Teil. Der Zustandsvektor x_n , der Eingangsvektor (auch Steuervektor) u_r und der Störvektor z_p werden in der in (1-3) dargestellten Form mit den oben genannten Matrizen in Verbindung gebracht. Der Ausgangsgrößenvektor y_m berechnet sich aus dem Produkt des Zustandsvektors x_n und der

Ausgangsmatrix $C_{m,n}$, addiert mit dem Produkt der Durchgangsmatrix $D_{m,r}$ mit dem Eingangsvektor u_r . Die Darstellung im Zustandsraum sei hier nur der Vollständigkeit halber genannt und wird im Rahmen dieser Arbeit im Zusammenhang bei der Kalman-Filterung aufgenommen, da hier jedoch nur bestehende Algorithmen adaptiert werden, wird auf eine vertiefende Darstellung verzichtet. Weitere Informationen zur Zustandsraumdarstellung finden sich in UNBEHAUEN (2002), LUNZE (2010a) oder BERGER (2001). Auf die Begrifflichkeit der Regelungstechnik wird im Folgenden näher eingegangen.

Nach LUNZE (2010a) ist bei einer Regelungsaufgabe ein dynamisches System gegeben, welches von außen beeinflussbare Größen, die Stellgrößen, und messbare Größen, die Regelgrößen, aufweist. Des Weiteren wird ein Regelungsziel vorgegeben. Dies soll durch einen Regler erreicht werden, der die Aufgabe hat eine oder mehrere messbare Größen auf vorgegebene Werte zu halten. Daneben sollen von außen einwirkende Störungen unterdrückt werden. Gesucht wird bei der Regelungsaufgabe eine Regeleinrichtung, welche mit den oben genannten gemessenen Größen eine Stellgröße berechnet und vorgibt, so dass das geregelte dynamische System das Regelungsziel erfüllen kann. Im allgemeinen Fall wird dies zunächst zeitkontinuierlich betrachtet.

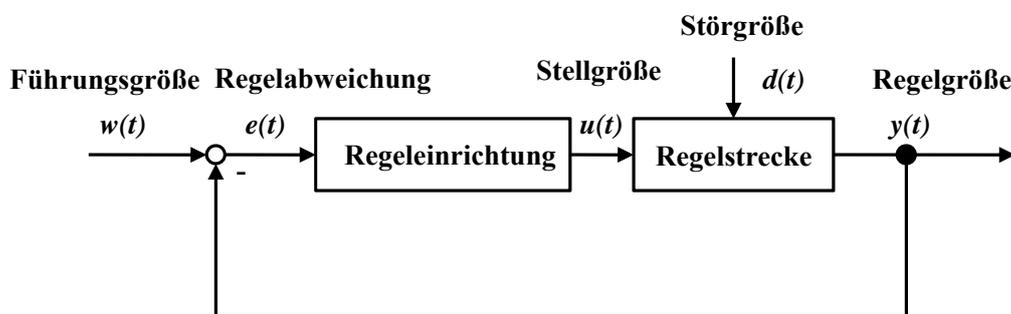


Abbildung 2: Grundstruktur des Regelkreises LUNZE (2010a)

Abbildung 2 zeigt die Grundstruktur eines Regelkreises mit den wichtigsten Begriffen. Diese Begriffe werden nachfolgend nach DIN 19226-4 und nach LUNZE (2010a) genauer beschrieben und definiert:

Regelstrecke: Die Regelstrecke (kurz: Strecke) im Regelkreis entspricht einem dynamischen System, deren Regelgröße geregelt werden soll.

Führungsgröße: Die Führungsgröße $w(t)$ eines Regelsystems ist eine vom betreffenden System nicht beeinflusste Größe. Sie wird dem System von außen zugeführt und gibt die Werte für das Regelziel vor.

Regelgröße: Die Regelgröße $y(t)$ ist die Größe, die von einer Messeinrichtung erfasst wird. Sie wird von der Regelung beeinflusst. Im Idealfall führt die Regelung die Regelgröße $y(t)$ der vorgegebenen Führungsgröße $w(t)$ so nach, dass $y(t) = w(t)$ für alle Zeitpunkte t gilt.

Stellgröße: Die Stellgröße $u(t)$ ist die Ausgangsgröße der Regeleinrichtung und zugleich Eingangsgröße der Strecke. Sie überträgt die steuernde Wirkung der Regeleinrichtung auf die jeweilige Regelstrecke.

Regelabweichung: Die Regelabweichung $e(t)$ ist die Differenz zwischen Regelgröße $y(t)$ und Führungsgröße $w(t)$ $\Rightarrow e(t) = w(t) - y(t)$. In Abhängigkeit der Regelabweichung gibt die Regeleinrichtung die Stellgröße vor.

Störgröße: Die Störgröße $d(t)$ ist eine von außen auf das System wirkende Größe. Sie beeinträchtigt die durch die Stellgröße $u(t)$ beabsichtigte Beeinflussung in einer Regelung in nicht vorgegebener Weise.

Regeleinrichtung (Regler): Wie oben erwähnt gibt die Regeleinrichtung, nachfolgend Regler genannt, die Stellgröße vor, mit der das geregelte System das Regelungsziel erfüllt.

Zum besseren Verständnis und Einordnung der oben genannten Begriffe soll ein kleines Beispiel dienen. Die Regelungsaufgabe soll darin bestehen, mit einem Fahrrad (Regelstrecke) einer auf einer Straße aufgemalten geraden Linie zu folgen. Dabei hat das Fahrrad eine konstante Geschwindigkeit, so dass Störungen durch Verlust des Gleichgewichts ausgeschlossen werden können. Die Führungsgröße $w(t)$ ist die aufgemalte Linie. Die Regelabweichung $e(t)$ ist der Abstand zwischen der Position des Vorderrads, hier der Regelgröße $y(t)$ und der Linie als Führungsgröße $w(t)$. Ist dieser null wird der menschliche Regler den Lenker gerade halten. Das heißt die Stellgröße $u(t)$ ist ebenfalls null. Ist $e(t)$ ungleich Null wird der menschliche Regler die Stellgröße $u(t)$ so verändern, dass das Fahrrad (Regelstrecke) wieder auf die Linie zurückgeführt wird. Während der Fahrt ist das Fahrrad beispielsweise Seitenwind ausgesetzt, welcher die Störgröße $d(t)$ repräsentiert. Der Seitenwind beeinflusst die Fahrt des Fahrrads, wodurch die Position des Vorderrads $y(t)$ verändert wird. Die Augen des Fahrers, als Messeinrichtung, bemerken die Positionsveränderung und der menschliche Regler kann entsprechend reagieren und die Information zur Spurhaltung nutzen.

Das oben genannte Beispiel beschreibt eine einfache Aufgabe aus regelungstechnischer Sicht. Im allgemeinen Sprachgebrauch wird der Fachbegriff „Regeln“ oft mit dem Begriff „Steuern“ ersetzt. Diese umgangssprachliche Verwendung des Begriffs „Steuern“ ist aus Sicht der Fachdefinition falsch. Zur klaren Abtrennung der Begriffe werden im Folgenden die Definitionen für „Steuern“ und „Regeln“ aus DIN 19226-1 zitiert.

Steuern (DIN 19226-1):

„Das Steuern, die Steuerung, ist ein Vorgang in einem System, bei dem eine oder mehrere Größen als Eingangsgrößen andere Größen als Ausgangsgrößen aufgrund der dem System eigentümlichen Gesetzmäßigkeiten beeinflussen.“

Kennzeichen für das Steuern ist der offene Wirkungsweg, bei dem die durch die Eingangsgrößen beeinflussten Ausgangsgrößen nicht fortlaufend und nicht wieder über dieselben Eingangsgrößen auf sich selbst wirken.“

Regeln (DIN 19226-1):

„Das Regeln, die Regelung, ist ein Vorgang, bei dem fortlaufend eine Größe, die Regelgröße (die zu regelnde Größe), erfasst, mit einer anderen Größe, der Führungsgröße, verglichen und im Sinne einer Angleichung an die Führungsgröße beeinflusst wird.“

Kennzeichen für das Regeln ist der geschlossene Wirkungsablauf, bei dem die Regelgröße im Wirkungsweg des Regelkreises fortlaufend sich selbst beeinflusst.“

Zur Unterscheidung kann vereinfacht von einer Rückführung der Regelgröße beim Regeln und von einer Nicht-Rückführung der Regelgröße beim Steuern gesprochen werden. Der Weg zwischen verursachender und beeinflussender Größe (Wirkungsweg) ist demnach beim Regeln geschlossen, wohingegen dieser beim Steuern offen ist. In Abbildung 3 wird die Grundstruktur der gerade beschriebenen Steuerung in einem Blockdiagramm dargestellt.

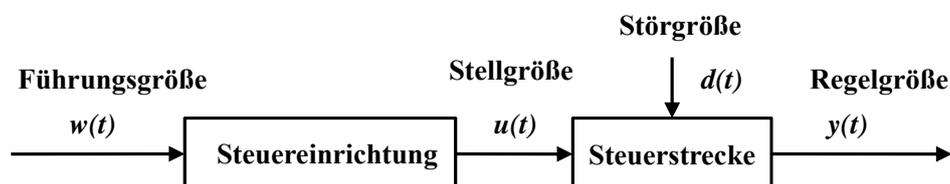


Abbildung 3: Grundstruktur einer Steuerung (LUNZE 2010a)

Überträgt man die Regelungsaufgabe des oben genannten Beispiels, auf eine Steuerungsaufgabe bedeutet dies, dass die Messung der Regelgröße nicht stattfindet. Das entspricht einem Fahrradfahrer mit verbundenen Augen. Der menschliche Regler kann sich in diesem Fall nur auf seine Intuition verlassen und wird die Regelungsaufgabe somit nur schlecht lösen können. Die Grundlagen der Regelungstechnik werden in Kapitel 3.1 wieder aufgegriffen und weiter vertieft. Weitere Informationen zur Regelungstechnik findet man z.B. in BUSCH (2009), UNGER (2004) oder MERZ/JASCHEK (2003).

1.3.2 Einordnung von Bauprozess und Bauregelkreis

Für ein besseres Verständnis des Begriffs Bauprozess und dessen Integration in einen Bauregelkreis werden in diesem Kapitel diese Begriffe kurz erklärt. Der Bauprozess ist der Ablauf zur Durchführung eines Bauprojektes. Dieses Bauprojekt kann z.B. eine Straße, eine Brücke oder ein anderes Bauwerk sein. Nach SCHWIEGER ET AL. (2010) können Bauprozesse im Allgemeinen, als auf einer Zeitachse sequentiell ablaufende Prozesse verstanden werden. Der Geodät versteht unter dem Bauprozess meist die Bauausführung, da er in dieser Phase hauptsächlich tätig ist. Aus Sicht des Bauingenieurs, beginnt der Bauprozess jedoch deutlich früher (vgl. Abbildung 4).

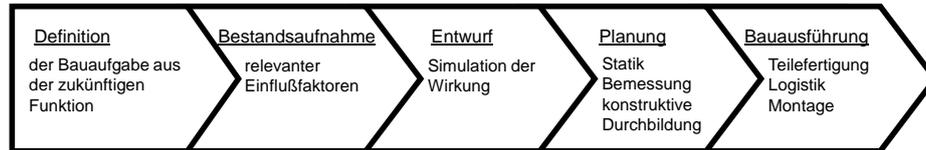


Abbildung 4: Darstellung des Bauprozesses (MÖHLENBRINK/SCHWIEGER 2006)

Die einzelnen Phasen werden nach MÖHLENBRINK/SCHWIEGER (2006) unterteilt in Definition, Bestandsaufnahme, Entwurf, Planung und Bauausführung. Abgeschlossen wird der Bauprozess mit der Bauwerksübergabe. In der Literatur finden sich neben dem hier gezeigten schematischen Ablauf des Bauprozesses auch noch andere und weitaus detailliertere Darstellungen (vgl. BERNER ET AL. 2009, RÜPPEL 2007).

In MEYER (2003) wird der Bauprozess einer Straße in z.T. andere Phasen unterteilt (vgl. Abbildung 5). Die erste Phase ist hier die „Projektplanung“, dies entspricht der „Definition“ und „Bestandsaufnahme“ aus Abbildung 4. Die zweite Phase ist die „Konstruktion“, was der Phase „Entwurf“ aus Abbildung 4 entspricht. Als weitere Phasen kommen „Bauplanung“ und „Bauausführung“, welche auch in Abbildung 4 zu finden sind. Zum Schluss wird die Phase der „Qualitätskontrolle“ aufgeführt, was in obiger Darstellung des Bauprozesses in der Bauausführung aufgeht. Dies ist aus dem Grund sinnvoller, da nach der Bauausführung nur noch die Qualität des gebauten Objektes überprüft werden kann und keine Regulierungsmaßnahmen mehr durchgeführt werden können. Wird ein Objekt während der Bauausführung ständig auf Qualität überprüft kann beim Bauprozess entsprechend eingegriffen und reguliert werden. Gerade die Betrachtung der Qualität im Bauprozess ist in den letzten Jahren in der Geodäsie immer mehr in den Fokus gerückt. Als Beispiele neueren Datums seien hier die Projekte QuCon (ZHANG/SCHWIEGER 2011) und EQuiP (SCHWEITZER/SCHWIEGER 2011) genannt. Der Schwerpunkt dieser Arbeit konzentriert sich jedoch auf die automatische Steuerung von Baumaschinen, wobei ein Teil der Betrachtung in der Ausführungsqualität des Bauwerks und dementsprechend in den inneren Parametern des Regelkreises, wie z.B. der Regelgüte liegt. Diese Thematik wird in Kapitel 3.1 wieder aufgegriffen.

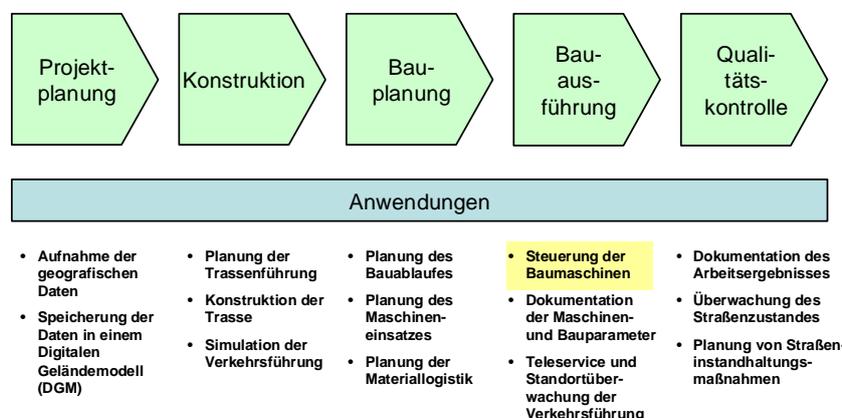


Abbildung 5: Straßenbauprozess und Integration der Baumaschinensteuerung (MEYER 2003)

Im Straßenbauprozess findet sich die Steuerung von Baumaschinen in der Bauausführung (vgl. Abbildung 5). Wird die Phase der Bauausführung in einen Regelkreis übertragen, muss dieser nach MÖHLENBRINK/SCHWIEGER (2006) in einen äußeren und inneren Regelkreis getrennt werden (vgl. Abbildung 6). Es wird hier von dem sogenannten Bauregelkreis gesprochen. Im äußeren Regelkreis greift z.B. der Bauleiter als menschlicher Regler bei Abweichungen zwischen Baufortschritt und der Planung ein. Das heißt die Regelabweichung ist bei diesem Beispiel zeitlich zu sehen und entspricht der Differenz zwischen der Zeitvorgabe eines Bauabschnitts und dem Zeitpunkt des Fertigstellens eines Bauabschnitts. Jedoch kann die Regelabweichung auch als Abweichung der Objektgeometrie zwischen der Soll-Geometrie des Plans und dem Zustand des ausgeführten Bauobjektes gesehen werden. In diesem Fall hat die Regelabweichung einen geometrischen Wert.

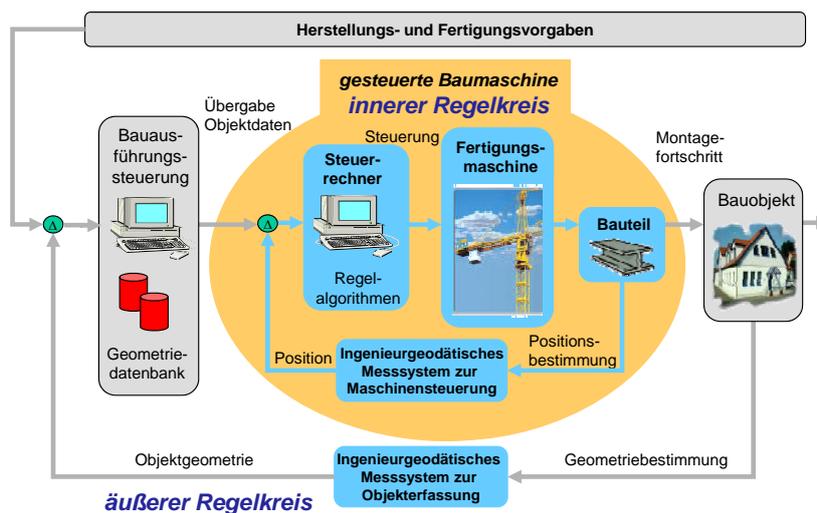


Abbildung 6: Innerer und äußerer Regelkreis in der Ausführungsphase des Bauprozesses (SCHWIEGER ET AL. 2010)

Der innere Regelkreis entspricht nach SCHWIEGER ET AL. (2010) der Steuerung einer Baumaschine z.B. eines Asphaltfertigers, Planierdrape (Dozer) oder Montageroboters. Automatisiert gesteuert werden diese Baumaschinen nach vorgegebenen geometrischen Punktfolgen, die in diesem Fall die Sollvorgabe repräsentieren. Ein Soll-Ist-Vergleich ergibt die Regelabweichung aus der wiederum die Stellgröße berechnet wird. In BAYER (2004) wird hier von der geometrischen Führung gesprochen. In dieser Arbeit liegt die Konzentration demnach auf dem inneren Regelkreis mit geometrischer Führung bzw. Regelung.

1.3.3 Zeitlicher Abriss der automatisierten Baumaschinensteuerung im Straßenbau

Die Anfänge der automatisierten Steuerung von Baumaschinen im Straßenbau liegen in Deutschland in den 1970er Jahren. Hier wurden z.B. von der Firma Leonard Weiss aus Satteldorf erste Versuche mit Rotationslasern und Motorgradern durchgeführt (BILLINGER 2008). Durch die Entwicklung zielverfolgender Tachymeter konnte 1995 ein erster Prototyp zur automatischen Zielverfolgung eines Asphaltfertigers der Firma Voegele AG gebaut und erfolgreich getestet werden (DIETZ ET AL. 1997). Die Regelung jedoch erfolgte noch manuell über visuelle Abstandsanzeigen. Anfang 2000 wurden durch weitere Entwicklungen erste marktreife Systeme der Firma Leica zur automatischen Steuerung von Gleitschalungsfertigern beim Bau der festen Fahrbahn für die Hochgeschwindigkeitsstrecke Frankfurt-Köln eingesetzt (AMRHEIN/GERTH 2002). Durch die Entwicklung von GPS-RTK (Global Positioning System - Real Time Kinematic, vgl. BAUER 2011) und der Abschaltung der künstlichen Verschlechterung der GPS-Signale im Jahr 2000, gewann auch GPS eine immer größere Bedeutung im Bereich der Baumaschinensteuerung. Der Begriff GPS wird heute durch den Begriff GNSS (Global Navigation Satellite System) ersetzt, da weitere Satellitennavigationssysteme hinzugekommen sind bzw. in Zukunft hinzukommen werden. Heutzutage bauen 90% der auf dem Markt erhältlichen Systeme zur Baumaschinensteuerung und -führung auf GNSS-RTK (STEMPFHUBER 2009a). Der Hauptvorteil von GNSS liegt in der deutlich einfacheren Handhabung bei der Positionsbestimmung

gegenüber einem Tachymeter. Dem Nutzer gibt es die Möglichkeit ohne größeres geodätisches Grundverständnis, jedoch unter Einhaltung bestimmter Regeln, direkt mit Koordinaten zu arbeiten. Der Nachteil liegt bei der in der Lage um den Faktor 2 - 3 und in der Höhe um den Faktor 3 - 5 schlechteren Genauigkeit gegenüber der Tachymetermessung (STEMPFHUBER/INGENSAND 2008). Vor allem bei Anwendungen der Höhengenaugkeit ergeben sich hier deutliche Nachteile gegenüber Robot-Tachymetern. Mittlerweile haben weitere Sensoren wie z.B. Neigungssensoren, hauptsächlich zur Bestimmung der Werkzeuglage, Eingang in die angebotenen Systeme zur Steuerung von Baumaschinen gefunden (vgl. Kapitel 3.2). Diese tragen zur Erhöhung der Redundanz und zur Genauigkeit der zu berechnenden Positionen der Werkzeuge bei. Das z.B. von Topcon angebotene System „Millimeter-GPS“ kombiniert GNSS-RTK mit einem Rotationslaser, wodurch die schlechtere Höhengenaugkeit des GNSS-RTK mit dem genauen Rotationslaser kompensiert wird (STURM 2008). Letzte Entwicklungen vereinigen inertielle Messsysteme mit GNSS-RTK (STURM 2010 und LEICA 2011a), wodurch eine weitere Genauigkeitssteigerung der 3D-Koordinaten möglich wird.

1.3.4 Bestehende Steuer- und Führungssysteme im Bereich der Baumaschinensteuerung

In diesem Kapitel soll ein kurzer Überblick über den Stand der Automatisierung im Bereich der Baumaschinensteuerung gegeben werden. Da es eine Vielzahl von Baumaschinen gibt, die sich hinsichtlich ihrer Aufgabenbereiche weit streuen, soll hier der Focus auf Baumaschinen gerichtet werden, welche im Straßenbau eingesetzt werden. Für den Tunnelbau findet in dieser Arbeit keine Betrachtung statt. In Abbildung 7 wird ein Überblick für die Einteilung von Baumaschinen nach KUNZE (2011) gegeben.

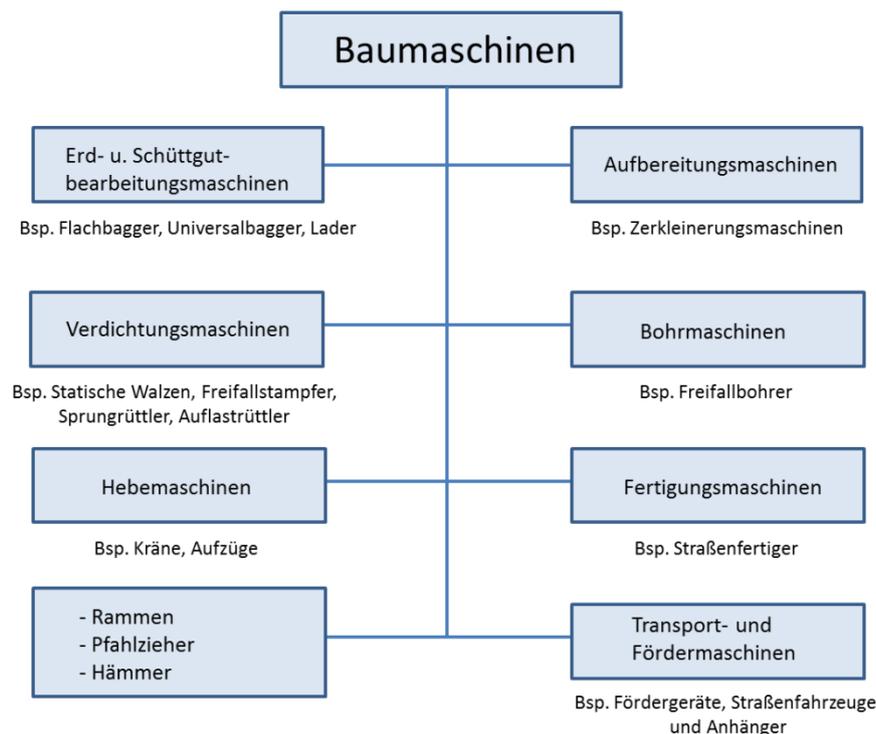


Abbildung 7: Einteilung von Baumaschinen in Untergruppen (nach KUNZE 2011)

Die im Straßenbauprozess eingesetzten Baumaschinen finden sich in den beschriebenen Kategorien Erd- und Schüttgutbearbeitungsmaschinen, Verdichtungsmaschinen, Fertigungsmaschinen und Transport- und Fördermaschinen. Diese Kategorien werden in Tabelle 1 weiter unterteilt. In jeder Unterkategorie werden für diese Arbeit relevante Beispiele genannt.

Tabelle 1: Baumaschinen im Straßenbau (nach KUNZE 2011)

Erd- und Schüttgutbearbeitungsmaschinen	Fertigungsmaschinen	Verdichtungsmaschinen	Transport- und Fördermaschinen
<ul style="list-style-type: none"> - Flachbagger <ul style="list-style-type: none"> o Motorgrader o Planierraupen o Scraper 	<ul style="list-style-type: none"> - Fahrbare Fertiger <ul style="list-style-type: none"> o Gleitschalungsfertiger o Asphaltfertiger 	<ul style="list-style-type: none"> - Statische Walzen <ul style="list-style-type: none"> o Gummiradwalzen o Glattmantelwalzen 	<ul style="list-style-type: none"> - Straßenfahrzeuge und Anhänger <ul style="list-style-type: none"> o LKW o Dumper o Seiten- und Hinterkipper
<ul style="list-style-type: none"> - Universalbagger <ul style="list-style-type: none"> o Raupenbagger o Mobilbagger 	<ul style="list-style-type: none"> - Bodenstabilisierer 		
<ul style="list-style-type: none"> - Lader <ul style="list-style-type: none"> o Radlader (Frontlader) 	<ul style="list-style-type: none"> - Fahrbare Fräsen (Ausbau von Straßenbelägen) 		

In HEIKKILÄ/JAAKKOLA (2003) werden die in Tabelle 1 genannten Baumaschinen hinsichtlich ihres Automatisierungspotentials für die eingesetzten Arbeitsbereiche untersucht. Dabei wird ein Punktsystem von -1 bis +2 benutzt, welches verschiedene Indikatoren, wie z.B. die Komplexität der Automatisierung, den Kosten-Nutzen-Faktor, Potential für geringeren Materialverbrauch oder den Anspruch der geometrischen Genauigkeit bei der auszuführenden Arbeit bewertet. Insgesamt gibt es 11 dieser Indikatoren, die zur Bewertung aufsummiert werden. Dabei ergeben sich für das Automatisierungspotential nach (HEIKKILÄ/JAAKKOLA 2003):

- 15 - 22 Punkte: Sehr gute Eignung für die Automatisierung der auszuführenden Arbeit mit hohem Kosten-Nutzen-Faktor,
- 9 - 14 Punkte: Gute Eignung für die Automatisierung der auszuführenden Arbeit mit klarem Kosten-Nutzen-Faktor,
- 3 - 9 Punkte: Eingeschränkte Eignung für die Automatisierung der auszuführenden Arbeit mit sehr geringem Kosten-Nutzen-Faktor,
- -9 - 2 Punkte: Keine Eignung für die Automatisierung der auszuführenden Arbeit mit schlechtem Kosten-Nutzen-Faktor.

Durch die Untersuchung von HEIKKILÄ/JAAKKOLA (2003) wird deutlich, dass für die meisten oben aufgeführten Straßenbaumaschinen eine gute bis sehr gute Eignung für die Automatisierung der durchzuführenden Arbeiten zu erreichen ist (vgl. Abbildung 8). Das höchste Potential ist bei Asphalt- und Gleitschalungsfertigern zu finden, wobei für diese Maschinen schon Systeme am Markt erhältlich sind, bei denen Fahrzeug und Werkzeug vollständig automatisiert sind. Als Beispiel für das hohe Einsparungspotential sei hier das Entfallen des sogenannten Leitdrahtes genannt. Dieser wird als Referenz zum Höhen- und Lageabgriff z.B. bei Straßenbaumaßnahmen oder für Randsteinfertiger benötigt (vgl. RETSCHER 2001). Die Kosten eines solchen Leitdrahts belaufen sich auf ca. 2700 € pro Kilometer Leitdraht (vgl. VÖGELE 2008a). Hier zeigt sich, wie schnell sich diese Systeme mit jedem Kilometer automatisiertem Einbau amortisieren. Für Motorgrader, Planierraupen, Walzen und Asphaltfräsen sind Systeme erhältlich, bei denen nur eine automatische Höhenregelung des Werkzeugs durchgeführt wird. Eine Lageregelung des Fahrzeugs findet nicht statt.

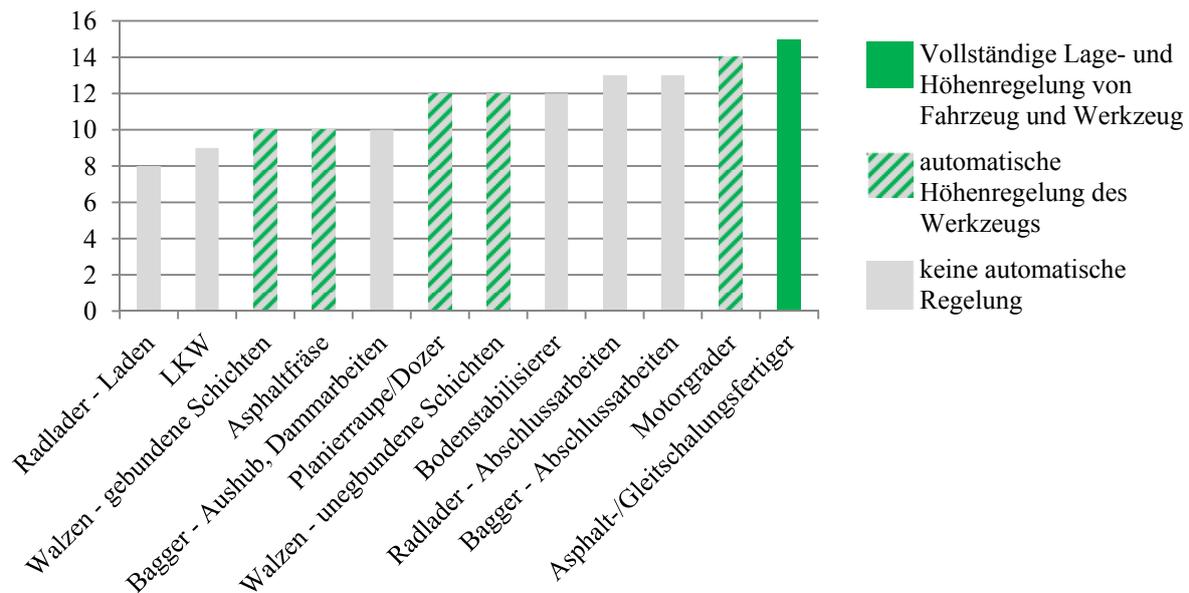


Abbildung 8: Automatisierungspotential für Straßenbaumaschinen (nach HEIKKILÄ/JAACKOLA 2003)

Betrachtet man obige Untersuchung weiter, erkennt man sehr gut, dass das Automatisierungspotential für Straßenbaumaschinen noch lange nicht ausgeschöpft ist. Dies zeigen besonders die Beispiele Radlader und Bagger, die beide ein hohes Automatisierungspotential haben, es jedoch noch keine automatisierten Systeme für diese Fahrzeuge am Markt gibt. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass das größte Potential bei den Abschlussarbeiten zu finden ist. Dies hängt damit zusammen, dass bei den Vorarbeiten meist zu viele individuelle Tätigkeiten durchzuführen sind, wodurch eine Automatisierung hier sehr komplex wird. Das bedeutet, dass zunächst ein gewisser Grad an Vorarbeiten erreicht werden muss, bevor Arbeitsvorgänge automatisiert durchgeführt werden können.

Nachfolgend wird nun eine Klassifizierung, der auf dem im Moment am Markt erhältlichen Systeme zur Baumaschinensteuerung im Straßenbau vorgenommen. Die Einteilung erfolgt nach STEMPFHUBER/INGENSAND (2008) auf Grundlage des Automatisierungsgrades des jeweiligen Systems. Dabei werden folgende drei Kategorien unterschieden:

- I. *Führungssysteme*: Diese Systeme geben dem Baumaschinenführer nur visuelle Informationen. Das bedeutet, es werden Soll-Ist-Vergleiche zwischen einem Oberflächenmodell und der tatsächlichen Position berechnet und diese dem Baumaschinenführer als Ablage über einen Monitor oder einer Anzeige dargestellt. Diese Ablagen hat der Baumaschinenführer manuell zu korrigieren. Es findet kein automatischer Eingriff in das Hydrauliksystem des Fahrzeuges statt. Die dargestellten Parameter können Höhenabweichungen (1D), Neigungsabweichungen (1D) oder zusätzlich Positionsabweichungen sein, die sich in Kombination mit den zuvor genannten zu einer 3D –Information ergeben.
- II. *Semi-automatische Systeme*: Hauptsächlich werden diese Systeme zur Höhenregelung des Werkzeugs einer Baumaschine eingesetzt. Das bedeutet der Baumaschinenführer muss das Fahrzeug selbst lenken, die Höhenregelung des Werkzeuges erfolgt jedoch automatisch. Die Stellgrößen berechnen sich aus Soll-Ist-Vergleichen, die bei Führungssystemen nur visuell dargestellt werden. Semi-automatische Systeme finden sich z.B. bei Motorgradern oder Schubraupen.
- III. *Voll-automatische 3D Systeme*: Bei voll-automatischen 3D Systemen hat der Baumaschinenführer nur noch überwachende Funktion. Für die Positions- und Höhenregelung von Fahrzeug und Werkzeug wird vollständig in das Hydraulik- und Fahrsystem des Fahrzeuges eingegriffen. Die Stellgrößen berechnen sich wiederum aus Soll-Ist-Vergleichen.

Im Folgenden werden auf dem Markt erhältliche Systeme zur Baumaschinensteuerung für die jeweilige Straßenbaumaschine tabellarisch aufgeführt (vgl. Tabelle 2). Grundlage sind die zuvor aufgeführten Definitionen der einzelnen Systeme. Weiter werden sowohl die geforderten Genauigkeiten, als auch die maximalen Geschwindigkeiten der einzelnen Maschinen gegenübergestellt.

Tabelle 2: Klassifizierung nach Anwendungsgebieten (nach STEMPFHUBER/INGENSAND 2008)

Maschine	Höhen- genauigkeit	Positions- genauigkeit	Geschwindigkeit	Erhältliche Systeme
Motorgrader	10 - 20 mm	20 - 30 mm	bis 9 m/s	I+II
Raupe/Scraper	20 - 30 mm	20 - 50 mm	bis 3 m/s	I+II
Bagger	20 - 30 mm	20 - 50 mm	-	I
Asphaltfertiger	5 mm	5 mm	bis 0,16 m/s	I+II+III
Betonfertiger	5 mm	5 mm	bis 0,05 m/s	I+II+III
Randsteinfertiger (Curb & Gutter)	5 mm	5 mm	bis 0,08 m/s	I+II+III
Fräse	5 - 10 mm	10 - 20 mm	bis 0,30 m/s	I+II
Walze	-	10 - 20 mm	bis 3 m/s	I+II

Wie aus Tabelle 2 ersichtlich, werden an die Höhengenaugkeit meist höhere Anforderungen gestellt, als an die Lagegenauigkeit. Daraus resultiert, dass oft nur die Werkzeuge allein automatisch geregelt werden bzw. dass Lageregelung des Fahrzeugs und Werkzeugregelung getrennt voneinander stattfinden. Dies hat z.B. den Vorteil, dass bei etwaigen Störungen der Lageregelung die Werkzeugregelung entsprechend reagieren kann und somit ein besseres Ergebnis bei der Bauausführung erzielt wird. Weiter sind die vollautomatischen 3D-Systeme nur bei sehr langsam fahrenden Baumaschinen umgesetzt. Dies hat zum einen sicherheitstechnische Gründe, zum anderen aber auch Gründe, die auf den Kosten-Nutzen-Faktor zurückzuführen sind (siehe oben).

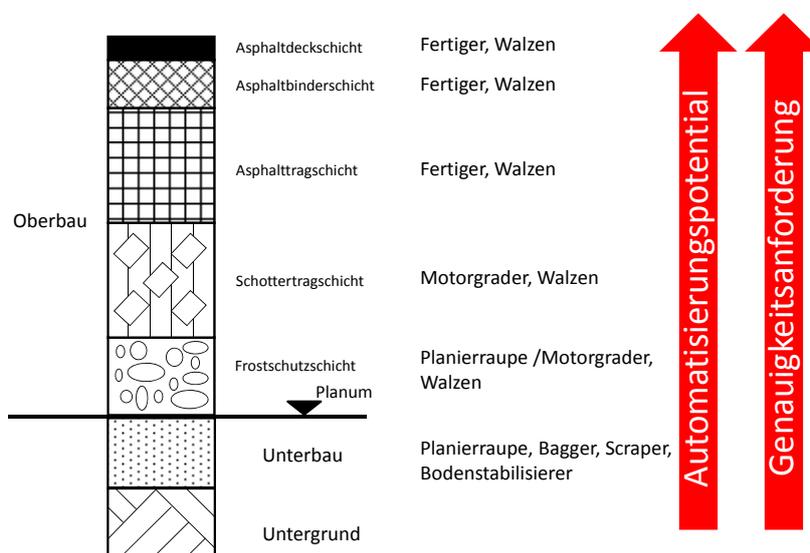


Abbildung 9: Einsatz von Straßenbaumaschinen am Beispiel einer Straße der Klasse SV (Schwerverkehr z.B. Autobahnen) mit Asphalttragschicht und Schottertragschicht auf Frostschuttschicht (nach STEMPFHUBER 2009a, RAL 2001 und HEIKKILÄ/JAAKKOLA 2003)

In Abbildung 9 wird der Einsatz der verschiedenen Straßenbaumaschinen für jede einzubauende Schicht am Beispiel einer Straße der Klasse SV (Schwerverkehr z.B. Autobahnen) aufgezeigt. Dabei wird noch einmal deutlich gemacht, wie sowohl das Automatisierungspotential, als auch die Anforderung an die Genauigkeit für die jeweilige Straßenbaumaschine steigt.

2 Geometrische und physikalische Modelle von Baumaschinen im Straßenbau

Für die Implementierung von Baumaschinen und deren Werkzeuge in digitale Steuer- und Regelkreise, müssen diese mathematisch und auch physikalisch beschreibbar sein. Je besser dabei ein System beschrieben werden kann, desto besser kann z.B. eine Regelung erfolgen, da zukünftige Systemzustände berechnet und entsprechend vorab reagiert werden kann. Des Weiteren können diese mathematischen Systembeschreibungen in Kalman-Filter implementiert und zur Filterung von Messdaten eingesetzt werden. Für eine spätere Implementierung von Fahrzeugmodellen in den Simulator werden diese im nun folgenden Kapitel vorgestellt. Im Anschluss werden für eine Genauigkeitsanalyse (vgl. Kapitel 3) drei charakteristische Werkzeuge aus dem Straßenbau aufgeführt und geometrisch beschrieben. Am Ende des Kapitels werden die im Simulator implementierten Kalman-Filter zur Messdatenfilterung erklärt.

2.1 Überblick der Lenkmodelle

Um später auf die kinematische Beschreibung von Straßenbaufahrzeugen eingehen zu können, soll zunächst ein kurzer Überblick über deren Lenksysteme gegeben werden. Diese kinematische Beschreibung ist für die in Kapitel 5 zu regelnden Fahrzeuge wichtig, um deren Lenkwinkel aber auch deren Prädiktion in einem Kalman-Filter für die Fahrt auf einer vorgegebenen Trajektorie berechnen zu können. Die hier aufgeführten Lenksysteme beschränken sich auf die in Kapitel 1.3.4 aufgeführten Straßenbaufahrzeuge. Dabei wird zunächst ein kurzer Überblick über die Lenksysteme von Radfahrzeugen gegeben, bevor auf Lenksysteme für Raupen- oder Kettenfahrzeuge eingegangen wird. Bei Raupenfahrzeugen lässt sich eine Einteilung in Fahrzeuge mit lenkbaren Raupen und in Fahrzeuge mit starren (statischen) Raupen machen. Hierbei lassen sich einige Modelle der lenkbaren Raupenfahrzeuge aus Modellen der lenkbaren Radfahrzeuge ableiten. Im zweiten Schritt werden zwei Einspurmodelle von Radfahrzeugen aufgezeigt, mit denen sich ein Großteil der eingesetzten Straßenbaumaschinen kinematisch beschreiben lässt. Im letzten Schritt wird das kinematische Modell eines Raupenfahrzeugs mit statischen Raupen vorgestellt, um die Grundlagen zur kinematischen Beschreibung von Baumaschinen zu vervollständigen.

2.1.1 Lenksysteme bei Radfahrzeugen

In Abbildung 10 werden Lenksysteme gängiger Baumaschinen gezeigt, aus denen sich kinematische Modelle ableiten lassen. Alle gezeigten Lenksysteme beschreiben eine Rechtskurve. M_0 repräsentiert den sogenannten Momentanpol, um den sich das Fahrzeug bei einer Kreisfahrt dreht. Der Winkel δ beschreibt den Einschlagwinkel des Rades, wobei zwischen dem Lenkwinkel außen δ_a und innen δ_i unterschieden wird. V stellt die Geschwindigkeit der einzelnen Räder als Vektor dar, wobei wiederum nach außen V_a und innen V_i unterschieden wird. Bei den betrachteten Lenksystemen wird der Einfluss von Schlupf an den Reifen zunächst nicht betrachtet. Als Schlupf wird z.B. das Rutschen der Räder bezeichnet, wenn die Haftreibung zwischen Rad und Fahrbahnbelag zur Spurhaltung des Reifens in Kurven nicht mehr ausreicht. Hierauf wird später in Kapitel 2.1.4 noch konkreter eingegangen. In DUDZINSKI (2005) wird unter folgenden Lenksystemen bei Radnutzfahrzeugen unterschieden (vgl. Abbildung 10):

Drehschemellenkung: Die älteste Bauform einer Lenkung ist die Drehschemellenkung. Diese wird aus Gründen der Stabilität und des Raumbedarfs nur noch bei Anhängern eingesetzt. Hier erfüllt sie eine gute Wendigkeit des Anhängers, für Baumaschinen hat sie derzeit keine Bedeutung.

Radseitenlenkung: Durch unterschiedliche Geschwindigkeiten der rechten bzw. linken Räder, resultiert eine Kurvenfahrt mit einem bestimmten Radius. Dabei wird das Fahrzeug über die Räder geschoben. Je nach Lage des Schwerpunkts und der Geschwindigkeiten der Räder des Fahrzeugs ergeben sich unterschiedliche Radien (in Abbildung 10 nicht der Realität entsprechend, vereinfacht dargestellt). Durch entgegengesetztes Rollen der Räder auf beiden Seiten ist ein Drehen auf der Stelle möglich. Diese Art der Lenkung wird in der Literatur und im allgemeinen Sprachgebrauch auch mit den Begriffen Antriebs-, Brems-, Panzer- oder Skid-Lenkung belegt. Dieses Lenksystem basiert auf

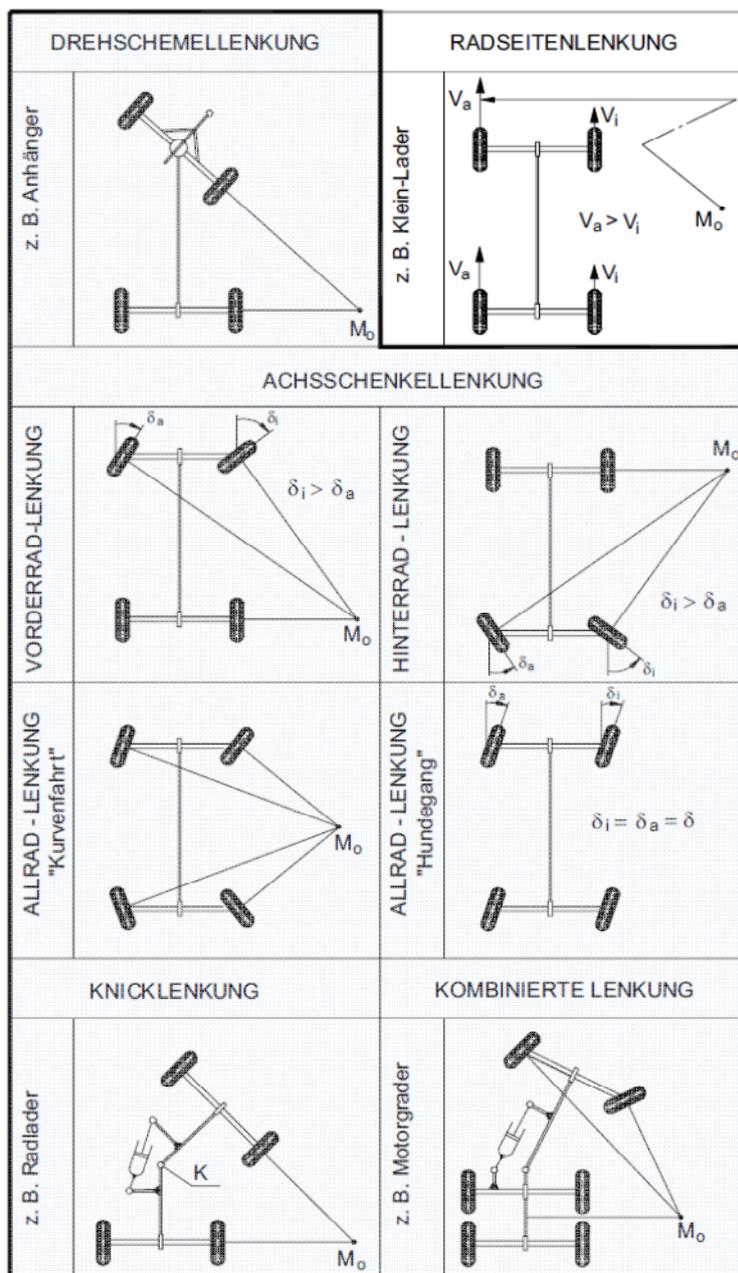


Abbildung 10: Typische Lenksysteme für Radfahrzeuge (DUDZINSKI 2005)

demselben Prinzip, wie die Lenkung von Kettenfahrzeugen mit starren Ketten, z.B. einer Schubraupe (Dozer).

Achsschenkellenkung: Die Achsschenkellenkung geht auf Georg Lankensperger zurück, der zusammen mit Rudolf Ackermann diese im Jahr 1818 in England zum Patent anmeldete (ECKERMANN 1998). Bei Fahrzeugen mit Achsschenkellenkung unterscheidet man, je nachdem welche Achse bzw. Achsen gelenkt werden, zwischen Vorderradlenkung, Hinterradlenkung und Allradlenkung (vgl. Abbildung 10). Anders als bei der Drehschemellenkung laufen die Räder der Lenkung nur ohne Schlupf, wenn die Räder der Lenkung so aufeinander abgestimmt sind, dass die Orthogonalen der Bewegungsvektoren der nicht gelenkten und der gelenkten Räder sich im Momentanpol M_0 treffen. Dies wird durch die Spurstange und den Spurbelieb erreicht, die durch die richtige Einstellung diesen Fehler größtmöglich beseitigen. Durch konstruktionsbedingte Einschränkungen ist eine Beseitigung dieses Fehlers nur theoretisch möglich (REIMPELL/BETZLER 2005). Bei der Einachslenkung wird die Lenkachse meist an der Stelle angeordnet, an der geringere Belastungen vorkommen (DUDZINSKI 2005). Im Allgemeinen sind Vorderachslenkungen stabiler in der Geradeausfahrt, wohingegen Hinterachslenkungen einen kleineren Wendekreis besitzen (Bsp. Gabelstapler). Für noch kleinere Wendekreise bietet sich eine

Allrad-lenkung an, wie sie oft bei Radladern eingesetzt wird. Eine Besonderheit bietet der Hundegang oder auch Krebsgang, welcher ein Seitwärtsfahren im Maximalfall bis zu 90° bezüglich der Längsrichtung ermöglicht. Diese Art der Lenkung wird hauptsächlich für Spezialaufgaben eingesetzt wie z.B. beim Verfüllen von Gräben oder bei der Höhenlinienfahrt, um der Abdrift (Rutschen in Hangrichtung) entgegen zu wirken.

Knicklenkung: Die Knicklenkung ist eine Abwandlung der Drehschemellenkung. Der Knickpunkt K (vgl. Abbildung 10) ersetzt dabei den Drehkranz der Drehschemellenkung. Die Achsen bzw. Räder des Fahrzeugs werden bei diesem Lenksystem nicht gelenkt. Die Lenkung erfolgt über das Knicken des Fahrzeugs, welches aus Vorder- und Hinterwagen besteht.

Kombinierte Lenkung: Nach DUDZINSKI (2005) ist eine kombinierte Lenkung eine Lenkung, die aus mindestens zwei der vorher genannten typischen Lenkungsarten z.B. Achsschenkel- und Knicklenkung bestehen. Diese Art der Lenkung wird vor allem bei Nutzfahrzeugen eingesetzt, die ein hohes Maß an Flexibilität benötigen. Bei Motorgradern wird sehr oft die Kombination aus Achsschenkel- und Knicklenkung eingesetzt (vgl. Abbildung 10). Damit werden zum einen extrem kleine Wenderadien ermöglicht, zum anderen kann auch ein versetztes Fahren (Hundegang) erreicht werden, was dem Maschinenfahrer einen besseren Blick auf das Werkzeug gibt.

In Abbildung 11 werden die Auswirkungen auf den Wendekreis verschiedener Lenksysteme auf Grundlage eines Radladers gegenüber gestellt. Der Fahrraum FR (schraffierte Fläche in der Abbildung) resultiert aus der eingeschlossenen Fläche zwischen Innenradius r_i und Außenradius r_a des Fahrzeugs und gilt als Maß für die Wendigkeit eines Fahrzeugs.

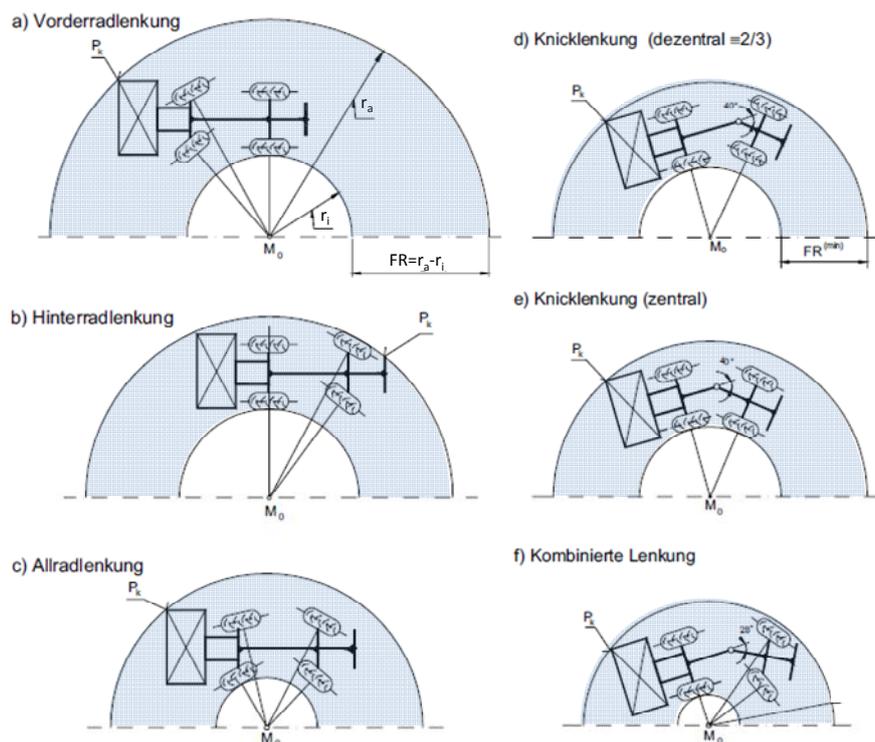


Abbildung 11: Vergleich der Wendigkeit bei verschiedenen Lenksystemen eines Radladers
(nach DUDZINSKI 2005)

Es ist sehr gut zu erkennen, inwieweit sich der Wenderadius der einzelnen Lenksysteme unterscheidet. Gerade der direkte Vergleich zwischen einer Vorderradlenkung und einer kombinierten Lenkung zeigt eine deutliche Verbesserung der Wendigkeit. Weitere Informationen bezüglich der Lenksysteme und deren Vor- und Nachteile findet man in DUDZINSKI (2005) und KUNZE ET AL. (2002).

2.1.2 Lenksysteme bei Raupenfahrzeugen

Im Bereich der Raupenfahrzeuge gibt es je nach Einsatzgebiet eine Vielzahl unterschiedlicher Lenksysteme. In diesem Kapitel sollen Lenksysteme von Raupenfahrzeugen erklärt werden, welche hauptsächlich im Straßenbau zu finden sind. Abwandlungen sind immer möglich, da es keine Vereinheitlichung (Normung) seitens der Hersteller gibt (vgl. KUNZE ET AL. 2002).

Grundsätzlich wird hier zwischen Zweiraupenfahrwerken und Mehrraupenfahrwerken unterschieden. Mehrraupenfahrwerke können symmetrisch, als auch unsymmetrisch längs der Maschinenachse angeordnet sein. Da bei Mehrraupenfahrwerken in der Regel alle Raupen lenkbar sind, spricht man hier auch von einer Allkettenlenkung (WIRTGEN 2009). Um ein möglichst schlupffreies Fahren in Kurven zu ermöglichen, müssen die einzelnen Raupenfahrwerke sehr gut aufeinander abgestimmt sein. Dies kann z.B. durch mechanische Bauteile, wie Spurstangen oder durch computergestützte hydraulische Steuersysteme erreicht werden. Gerade bei Allkettenlenkungen wird die Lenkgeometrie der Ketten sehr schnell komplex, wenn für enge Kurven alle Raupen gleichzeitig gelenkt werden müssen. Abbildung 12 zeigt einen Überblick über das Lenkverhalten unterschiedlicher Raupenfahrwerke bei unterschiedlichen Lenkmanövern. Hierbei werden Schlupf und andere dynamische Effekte zunächst nicht betrachtet.

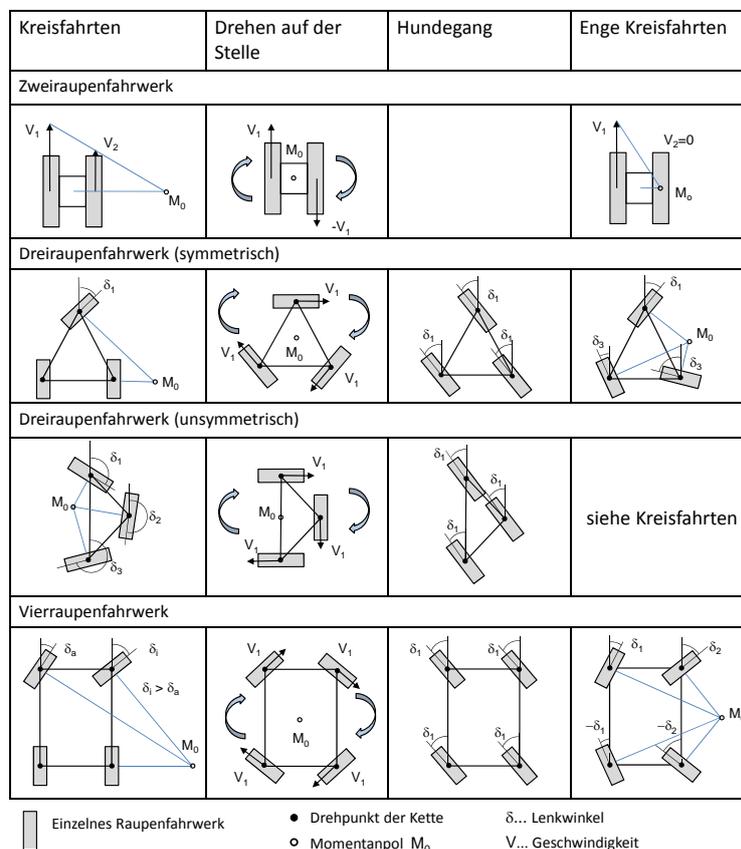


Abbildung 12: Überblick über Lenksysteme unterschiedlicher Raupenfahrwerke (Abgeleitet von KUNZE ET AL. 2002, WIRTGEN 2006, WIRTGEN 2008, WIRTGEN 2009, WIRTGEN 2010, GOMACO 2010)

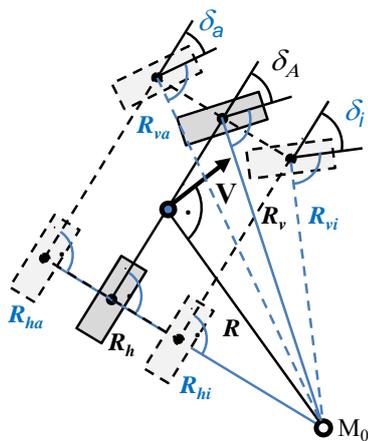
Zweiraupenfahrwerk: Bei Zweiraupenfahrwerken kommt die sogenannte Antriebslenkung zum Einsatz. Dabei wird durch unterschiedliche Geschwindigkeiten der Ketten eine Kreisfahrt erreicht. Die Differenz der Geschwindigkeiten hat dabei direkten Einfluss auf den Radius: Je größer die Differenz desto kleiner der Radius. Beim Drehen auf der Stelle müssen beide Fahrwerke in entgegengesetzter Richtung laufen. Der Momentanpol M_0 und der Schwerpunkt fallen dann zusammen. Für eine enge Kreisfahrt kann eine Kette komplett gebremst werden. Dabei wandert der Momentanpol M_0 ins Kettenzentrum der gebremsten Kette. Anwendung findet diese Art des Fahrwerks z.B. bei Schubraupen, Laderaupen und Baggern.

Dreiraupenfahwerk: Dreiraupenfahrwerke werden in KUNZE ET AL. (2002) in eine symmetrische und unsymmetrische Anordnung der Raupenfahrwerke bzgl. der Fahrzeuglängsachse unterteilt. Da meistens alle drei Raupenfahrwerke lenkbar sind, müssen diese für entsprechende Fahrmanöver aufeinander abgestimmt werden, um möglichst wenig Schlupf an den Ketten zu erzeugen. Verschiedene Fahrmanöver, wie das Lenken mit nur einer Raupe (zwei bleiben fest), das Drehen auf der Stelle, Hundegang und extrem enge Radien durch Einschlag aller Ketten sind möglich. Eine Ausführung als Hecklenker mit nur einem Raupenfahwerk ist ebenfalls möglich. Bei der praktischen Ausführung werden jedoch nicht alle Lenksysteme umgesetzt. Die Wahl des Lenksystems hängt maßgeblich von dem jeweiligen geplanten Einsatzgebiet der Baumaschine ab. Hinzu kommt, dass z.B. bei Gleitschalungsfertigern, zum Teil die Spurweite der Raupen variabel ist, was eine allgemeingültige Beschreibung der Lenkgeometrie erschwert.

Vierraupenfahwerk: Im Straßenbau sind Vierraupenfahrwerke z.B. bei großen Kaltfräsmaschinen (WIRTGEN 2008) oder großen Gleitschalungsfertigern (WIRTGEN 2006) zu finden. Ebenso wie bei den Dreiraupenfahwerken sind alle vier der oben aufgeführten Fahrmanöver möglich. Auch hier hängt die Umsetzung der Lenksysteme vom geplanten Einsatzgebiet ab.

2.1.3 Kinematische Fahrzeugmodelle

Wie eingangs erwähnt, sind für die Berechnung der Lenkwinkel zur automatischen Steuerung von Fahrzeugen, als auch für die Bewegungsbeschreibung im Kalman-Filter kinematische bzw. dynamische Modelle notwendig. Kann die Bewegung bei einer Geradeausfahrt noch als einfach zu steuern angesehen werden, da im Prinzip zunächst keine Lenkbewegungen durchzuführen sind, so wird das Steuern eines Fahrzeugs in einer Kurvenfahrt deutlich komplexer. Soll einer Kurve exakt nachgefahren werden, so muss der einzuschlagende Lenkwinkel bekannt sein. Für die Betrachtungen des Verhaltens von Fahrzeugen während Kurvenfahrten, aber auch zur besseren Erklärung von fahrdynamischen Zusammenhängen werden kinematische und dynamische Modelle verwendet. Um alle physikalischen Eigenschaften zu beschreiben, können diese Modelle sehr komplex werden. Wenn sich allerdings das Fahrzeug auf einer Ebene bewegt, können Nick- und Rollbewegungen außer Acht gelassen werden, wodurch sich die oben genannten Modelle vereinfachen. In den meisten Fällen reicht ein einfaches Zweiradfahrad zur Modellierung auch für Fahrzeuge mit mehr als zwei Rädern aus (vgl. ZOMOTOR 1991). In diesem Fall spricht man von Einspurmodellen der Fahrzeugdynamik. Bei einem Einspurmodell werden die beiden Räder einer Achse in der Längsachse des Fahrzeugs zusammengeführt. Im Englischen spricht man hier neben dem „Singel Track Model“ auch vom „Bicycle Model“. Es wird auf Rieker und Schunck zurückgeführt, welche dieses um das Jahr 1940 entwickelten (vgl. HAKEN 2008).



$$\delta_A = \frac{\delta_a + \delta_i}{2} \quad (2-1)$$

$$R_v = \frac{R_{va} + R_{vi}}{2} \quad (2-2)$$

$$R_h = \frac{R_{ha} + R_{hi}}{2} \quad (2-3)$$

Abbildung 13: Vom Zweispurmodell zum Einspurmodell am Beispiel eines vorderrad gelenkten Radfahrzeugs (nach DUDZINSKI 2005)

Abbildung 13 zeigt die Zusammenführung der Räder auf die mittlere Längsachse. Hierbei werden in (2-1) sowohl die Lenkwinkel der beiden Vorderäder δ_a und δ_i gemittelt, als auch in (2-2) und (2-3) die Radien der Räder der jeweiligen Achse. Als Näherung kann diese Vereinfachung auch bei Raupenfahrzeugen mit lenkbaren Raupen durchgeführt werden. Für die spätere Verwendung der kinematischen Fahrzeugmodelle im Kalman-Filter bzw. im automatischen Führungssystem zur Prädiktion der entsprechenden Baumaschine werden zunächst drei grundsätzliche Bewegungsarten für konstante Geschwindigkeiten identifiziert:

- Geradeausfahrt,
- Hundegang (nur Allrad- oder Allketten gelenkte Fahrzeuge),
- Konstante Kreisfahrt (Kreisfahrt mit konstantem Lenkwinkel bzw. Radius).

Das Drehen auf der Stelle von Kettenfahrzeugen wird hierbei ausgeklammert, da diese Bewegungsart für Bahnführungsaufgaben eine untergeordnete Rolle spielt. Anhand der Aufteilung dieser Bewegungsarten ist eine mathematische Modellierung der jeweiligen Bewegung möglich. Damit kann eine beliebige Position in der Zukunft berechnet werden, wenn der aktuelle Kurswinkel (Azimut) ϕ , die zurückzulegende Strecke s und die Startposition des Fahrzeuges bekannt sind. Abbildung 14 zeigt die oben genannten Grundbewegungsarten im Überblick. Die unten aufgeführten Parameter werden nach (MITSCHKE/WALLENTOWITZ 2004) dabei folgendermaßen beschrieben:

β ... Schwimmwinkel: Winkel zwischen Bewegungsrichtung (Bewegungsvektor V) und der Fahrzeugmittellinie (Fahrzeuggängsachse) am Schwerpunkt des Fahrzeuges.

ψ ... Gierwinkel: Winkel zwischen Nordrichtung und Fahrzeuggängsachse

δ ... Lenkwinkel: Winkel zwischen Längsachse des eingeschlagenen Rades und der Fahrzeuggängsachse

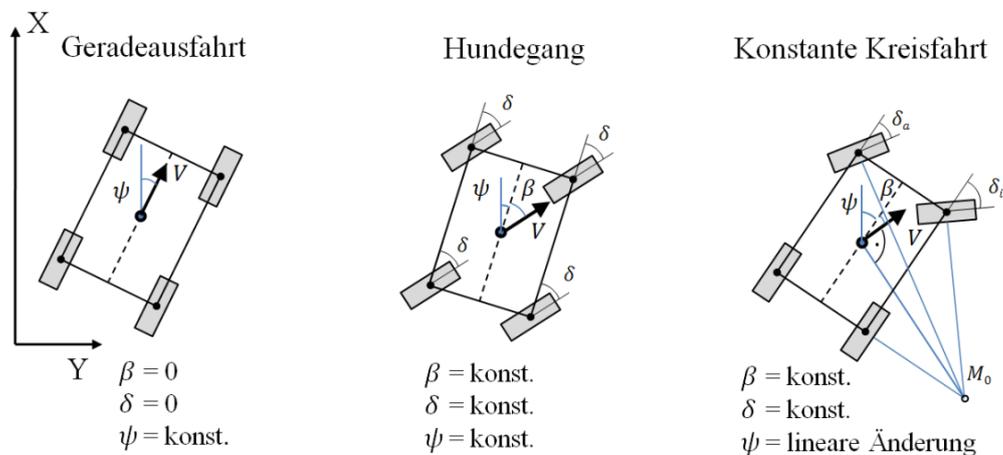


Abbildung 14: Grundbewegungsarten am Beispiel eines Radfahrzeugs

(nach DUDZINSKI 2005, MITSCHKE/WALLENTOWITZ 2004).

(geodätisches orientiertes Koordinatensystem; Winkelorientierung im Uhrzeigersinn)

Für diese Parameter ergeben sich für jede Bewegungsart unterschiedliche Zustände. Diese sollen im weiteren Verlauf genauer erläutert werden:

Geradeausfahrt: Bei der Geradeausfahrt sind Lenkwinkel δ und Schwimmwinkel β gleich Null. Eine Änderung der Orientierung des Fahrzeuges findet nicht statt. Folglich bleibt der Gierwinkel ψ konstant.

Hundegang: Im Hundegang haben alle Räder den gleichen konstanten Lenkeinschlag. Das Fahrzeug bewegt sich Seitwärts. Damit bleiben der Schwimmwinkel β und der Gierwinkel ψ konstant. Auch hier findet keine Änderung der Orientierung des Fahrzeuges statt.

Konstante Kreisfahrt: Bei der konstanten Kreisfahrt bleiben der Lenkwinkel δ einer Achse und der Schwimmwinkel β konstant. Durch die Fahrt auf einer Kreisbahn um einen Momentanpol ändert sich der Gierwinkel aber ständig. Das heißt der Kurswinkel bleibt nicht konstant. In MITSCHKE/WALLENOWITZ (2004) wird die Bewegung des Schwerpunkts in einem globalen System folgendermaßen allgemein beschrieben:

$$\phi = \psi + \beta \quad (2-4)$$

$$Y = Y_0 + \int v \cdot \cos(\phi) dt \quad (2-5)$$

$$X = X_0 + \int v \cdot \sin(\phi) dt \quad (2-6)$$

ϕ ...	Kurswinkel/Azimet	Y_0 ...	Rechtswert Startpunkt
ψ ...	Gierwinkel	X_0 ...	Hochwert Startpunkt
β ...	Schwimmwinkel	v ...	Geschwindigkeit
		dt ...	Zeitintervall

Für die drei Bewegungsarten kann dies auch linearisiert dargestellt werden.

Geradeausfahrt und Hundegang: Da es sich hier um eine geradlinige Bewegung handelt, kann durch polares Anhängen unter Einbeziehung des Kurswinkels ϕ_t und der in einem Zeitintervall Δt zurückgelegten Strecke der zukünftige Schwerpunkt des Fahrzeugs berechnet werden.

$$Y_{t+1} = Y_t + \sin(\phi_t) \cdot v \cdot \Delta t \quad (2-7)$$

$$X_{t+1} = X_t + \cos(\phi_t) \cdot v \cdot \Delta t \quad (2-8)$$

Y_{t+1} ...	Rechtswert zum Zeitpunkt $t + 1$	ϕ_t ...	Kurswinkel zum Zeitpunkt t
X_{t+1} ...	Hochwert zum Zeitpunkt $t + 1$	v ...	Geschwindigkeit
Y_t ...	Rechtswert zum Zeitpunkt t	Δt ...	Zeitintervall zwischen Zeitpunkt t und $t + 1$
X_t ...	Hochwert zum Zeitpunkt t		

Konstante Kreisfahrt: Hier bewegt sich der Schwerpunkt des Fahrzeugs auf einer Kreisbahn mit dem Radius R , welcher sich aus dem Lenkwinkel δ ergibt. Dieser Radius R kann z.B. bei vorderachsgelenkten Radfahrzeugen über den Lenkwinkel δ und dem dazugehörigen Einspurmodell (vgl. Kapitel 2.1.4), in diesem Fall dem Ackermann-Modell, berechnet werden.

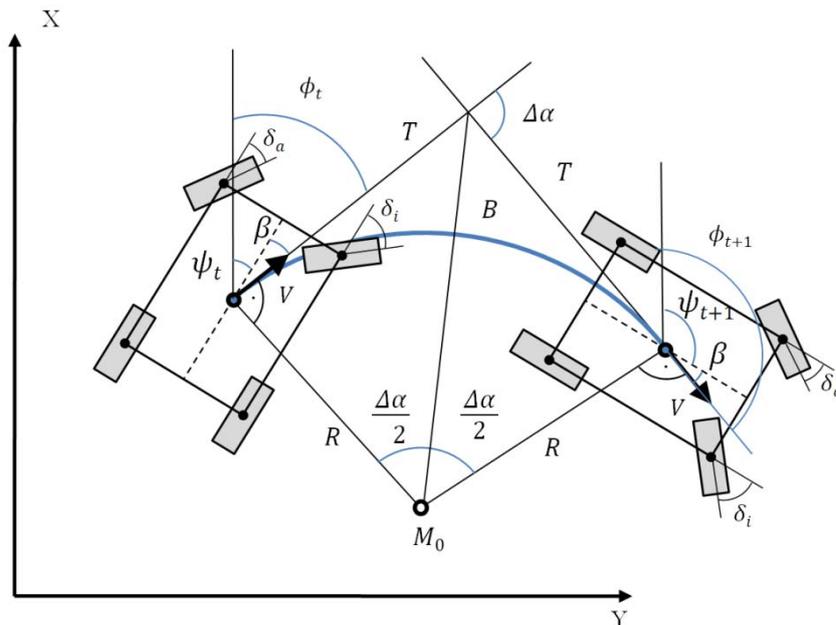


Abbildung 15: Fahrzeug bei konstanter Kreisfahrt
(nach MITSCHKE/WALLENOWITZ 2004 und HÄBLER/WACHSMUTH 1994)

Sind der Kurswinkel ϕ_t und die Position des Fahrzeugschwerpunkts zum Zeitpunkt t bekannt, so kann über ein Tangentenpolygon (vgl. Abbildung 15) die Position des Fahrzeugschwerpunkts nach einem Zeitintervall Δt berechnet werden. Durch die Länge B des Kreisbogens und dem Radius R kann der Öffnungswinkel (Zentriwinkel) des Kreissegments berechnet werden. Aus dem Öffnungswinkel des Kreisbogens $\Delta\alpha$ und dem Kurswinkel ϕ_t ergibt sich der neue Kurswinkel ϕ_{t+1} . Weiter können anhand des Öffnungswinkels die Tangentenabschnitte T berechnet werden.

$$B = v \cdot \Delta t \quad (2-9)$$

$$\Delta\alpha = \frac{B}{R} \quad (2-10)$$

$$T = \tan\left(\frac{\Delta\alpha}{2}\right) \cdot R \quad (2-11)$$

$$Y_{t+1} = Y_t + \sin(\phi_t) \cdot T + \sin(\phi_t + \Delta\alpha) \cdot T \quad (2-12)$$

$$X_{t+1} = X_t + \cos(\phi_t) \cdot T + \cos(\phi_t + \Delta\alpha) \cdot T \quad (2-13)$$

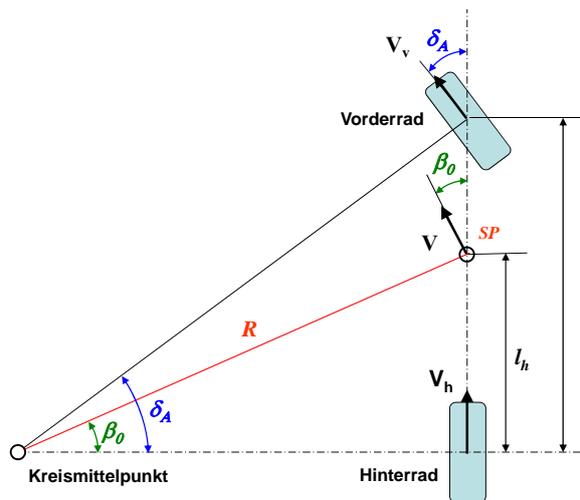
$$\psi_{t+1} = \phi_{t+1} - \beta = \psi_t + \Delta\alpha \quad (2-14)$$

B ...	Kreisbogenlänge	Y_t ...	Rechtswert zum Zeitpunkt t
v ...	Geschwindigkeit	X_t ...	Hochwert zum Zeitpunkt t
Δt ...	Zeitintervall zwischen Zeitpunkt t und $t + 1$	ϕ_t ...	Kurswinkel zum Zeitpunkt t
$\Delta\alpha$...	Öffnungswinkel des Kreisbogens	ψ_{t+1} ...	Gierwinkel zum Zeitpunkt $t + 1$
R ...	Radius des Kreisbogens	ϕ_{t+1} ...	Kurswinkel zum Zeitpunkt $t + 1$
Y_{t+1} ...	Rechtswert zum Zeitpunkt $t + 1$	β ...	Schwimmwinkel
X_{t+1} ...	Hochwert zum Zeitpunkt $t + 1$	T ...	Tangentenabschnitt des Kreisbogens

Durch die mathematische Modellierung der drei Grundbewegungsarten kann, wie bereits erwähnt, die Bewegung eines Fahrzeugs in der Ebene vorausberechnet werden, wenn verschiedene Eingangsgrößen bekannt sind. Die benötigten Eingangsgrößen für den oben gezeigten Ansatz sind die Startposition, die Orientierung und die Geschwindigkeit des Fahrzeugs zum Zeitpunkt t , das Zeitintervall Δt und der zu fahrende Radius. Der zu fahrende Radius wird hierbei durch den Fahrer oder bei einer automatischen Steuerung durch einen Regler z.B. mit dem Lenkwinkel vorgegeben. Dabei kann neben dem Lenkwinkel auch der Radius selbst als Stellgröße betrachtet werden, da der Radius mit dem entsprechenden Fahrzeugmodell unmittelbar aus dem Lenkwinkel ableitbar ist. Durch die Betrachtung des Radius als Stellgröße findet eine Trennung vom Fahrzeugmodell und der Prädiktion des Fahrzeugmodells statt. Das heißt die Prädiktion kann unabhängig vom Fahrzeugmodell durchgeführt werden, wenn der Radius bekannt ist. Das hat bei einem Kalman-Filter den Vorteil, dass das Fahrzeugmodell selbst nicht in den Filter integriert werden muss und somit ein allgemeingültiges Kalman-Filter für alle Fahrzeugmodelle benutzt werden kann. Der Radius selbst ergibt sich aus dem jeweiligen mathematischen Modell des Fahrzeugs. Beträgt dieser unendlich, fährt das Fahrzeug geradeaus. Hat der Radius einen Wert zwischen null und unendlich, fährt das Fahrzeug einen Kreis. Für die Berechnung der Kreisbögen werden im Folgenden, drei wichtige mathematischen Modellierungen der konstanten Kreisfahrt für die Beschreibung von Baumaschinen vorgestellt. Dabei handelt es sich um ein einfaches vorderachsgelenktes Einspurmodell mit Achsschenkellenkung (Ackermann-Modell), ein Einspurmodell mit beliebigem geometrischem Lenksystem und ein kinematisches Raupenmodell. Obwohl das Einspurmodell mit beliebigem geometrischem Lenksystem auch das vorderachsgelenkte Einspurmodell abdecken würde, wird das Zweite hier dennoch mit aufgeführt, da eine Vereinfachung bei der späteren Implementierung erreicht werden kann. Insgesamt ist es das Ziel den Großteil der im Straßenbau vorkommenden mobilen Fahrzeuge zu modellieren. Auf Grund der langsamen Geschwindigkeiten der Baufahrzeuge wird das Hauptaugenmerk auf die kinematischen Modelle ohne Berücksichtigung der dynamischen Einflüsse gelegt. Zur Vollständigkeit werden die dynamischen Effekte jedoch dennoch beschrieben.

2.1.4 Das Einspurmodell für eine Vorderradlenkung bei konstanter Kreisfahrt (Ackermann-Modell)

Bei der konstanten Kreisfahrt kann zwischen zwei Einspurmodellen für vorderachsgelenkte Fahrzeuge unterschieden werden. Einmal das Einspurmodell bei langsamer und einmal bei schneller Kreisfahrt. Im Einspurmodell bei langsamer Fahrt (vgl. Abbildung 16) treten keine Seitenkräfte und auch keine Schräglaufwinkel (s.u.) auf. Dabei lassen sich die gesuchten Radien nach (2-18) berechnen. Beeinflussende Parameter sind dabei der Achsabstand l , der Abstand zwischen Hinterachse und Schwerpunkt l_h und der Lenkwinkel δ_A . Der Lenkwinkel δ_A wird bei der Berechnung bei einem Einschlag nach links negativ gewertet und nach rechts positiv. Für kleine Lenkwinkel, wenn $R \gg l$ ist, lassen sich Vereinfachungen treffen, die in (2-19) und (2-20) aufgeführt sind.



$$\tan \beta = \frac{l_h}{\sqrt{R^2 - l_h^2}} \quad (2-16)$$

$$\tan \delta_A = \frac{l}{\sqrt{R^2 - l_h^2}} \quad (2-17)$$

$$R_h = \frac{l}{\tan \delta_A} \quad R_v = \frac{l}{\sin \delta_A} \quad (2-18)$$

Für kleine Winkel (wenn $R \gg l$):

$$\delta_A \approx \frac{l}{R}; R \approx \frac{l}{\delta_A} \quad (2-19)$$

$$\beta_0 \approx \frac{l_h}{R} \approx \frac{l_h}{l} \cdot \delta_A \quad (2-20)$$

β_0 ... Schwimmwinkel

R ... Radius

l_h ... Abstand Hinterachse -Schwerpunkt SP

V_i ... Geschwindigkeitsvektor Fahrzeug

δ_A ... Lenkwinkel oder Ackermannwinkel

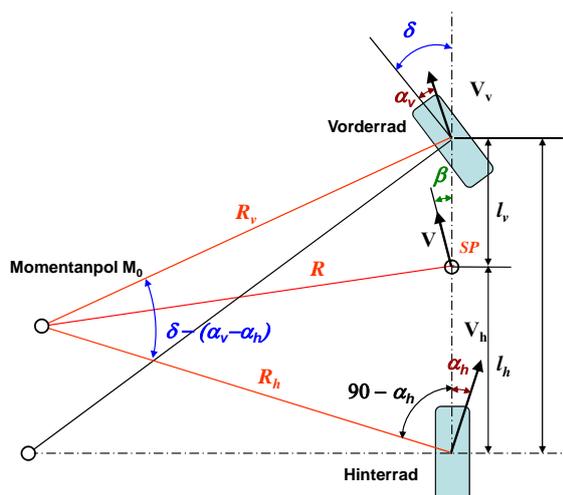
l ... Achsabstand

R_h ... Radius am Hinterrad

R_v ... Radius am Vorderrad

Abbildung 16: Einspurmodell bei langsamer Kreisfahrt (nach ZOMOTOR 1991)

Bei höherer Geschwindigkeit rollen die Räder in Kurven nicht mehr schlupffrei. Als Schlupf wird dabei, wie bereits erwähnt, das Rutschen der Räder über die Fahrbahnoberfläche bezeichnet, wenn die Haftreibung zwischen Rad und Fahrbahnbelag zur Spurhaltung des Reifens nicht mehr ausreicht (vgl. MITSCHKE/WALLENOWITZ 2004). Bei Kurvenfahrten hat der sogenannte Seitenschlupf den größten Einfluss auf den Radius. Maßgebliche Einflüsse für den Seitenschlupf sind die Haftreibung zwischen Fahrbahnoberfläche und Rad. In diesem Fall wird ein erweitertes Modell benötigt (vgl. Abbildung 17). Durch den Seitenschlupf der Räder verändert sich die Position des Momentanpols. Dies bewirken die entstehenden Schräglaufwinkel α_h am Hinterrad und α_v am Vorderrad. Für die Berechnung dieser Winkel müssen zusätzlich die Masse m und die Geschwindigkeit v des Fahrzeugs sowie die Schräglaufkoeffizienten C_v und C_h eingeführt werden (Berechnung nach HAKEN 2008, MITSCHKE/WALLENOWITZ 2004 oder REIMPELL/BETZLER 2005). Die gesuchten Radien am Schwerpunkt R , am Hinterrad R_h und Vorderrad R_v berechnen sich hier mit (2-24), (2-25) und (2-26).



$$R = l_h \cdot \frac{\sin\left[\frac{\pi}{2} - \alpha_h\right]}{\sin[(\alpha_h + \beta)]} \quad (2-21)$$

$$\alpha_v = \frac{l_h \cdot m_g \cdot v^2}{C_v \cdot l \cdot R} \quad \alpha_h = \frac{l_v \cdot m_g \cdot v^2}{C_h \cdot l \cdot R} \quad (2-22)$$

$$\alpha_v - \alpha_h = \frac{m_g \cdot (C_h \cdot l_h - C_v \cdot l_v)}{l \cdot C_v \cdot C_h} \cdot \frac{v^2}{R} \quad (2-23)$$

$$\beta = \frac{l_h}{R} - \frac{m_g \cdot l_v \cdot v^2}{C_h \cdot l \cdot R} \quad (2-24)$$

$$R_h = l \cdot \frac{\sin\left[\frac{\pi}{2} - (\delta - \alpha_v)\right]}{\sin[\delta - (\alpha_v - \alpha_h)]} \quad (2-25)$$

$$R_v = l \cdot \frac{\sin\left[\frac{\pi}{2} - \alpha_h\right]}{\sin[\delta - (\alpha_v - \alpha_h)]} \quad (2-26)$$

$R...$	Radius	$V_i...$	Geschwindigkeitsvektoren Fahrzeug
$l_h...$	Abstand Hinterachse - Schwerpunkt SP	$l_v...$	Abstand Vorderachse - Schwerpunkt SP
$\beta...$	tatsächlicher Schwimmwinkel	$C_h...$	Schräglaufoeffizient Hinterrad
$\alpha_h...$	Schräglaufwinkel Hinterrad	$R_h...$	Radius am Hinterrad
$\alpha_v...$	Schräglaufwinkel Vorderrad	$\delta...$	tatsächlicher Lenkwinkel
$m_g...$	Masse Fahrzeug	$R_v...$	Radius am Vorderrad
$C_v...$	Schräglaufoeffizient Vorderrad	$M_0...$	Momentanpol (Kreismittelpunkt)
$l...$	Achsabstand		

Abbildung 17: Einspurmodell bei schneller Kreisfahrt (nach ZOMOTOR 1991, MITSCHKE/WALLENTOWITZ 2004)

2.1.5 Das Einspurmodell für beliebige Lenksysteme mit Allrad-Knicklenkung

Beim Einspurmodell für beliebige Lenksysteme erweitert sich das Einspurmodell für vorderradgelenkte Fahrzeuge (Ackermann-Modell) um eine Knicklenkung und um eine Hinterradlenkung. Man kann hier von einem allgemeingültigen Ansatz sprechen, da sich mit diesem Modell die meisten Lenkgeometrien für mobile Straßenbaumaschinen beschreiben lassen. Ausnahmen davon bilden z.B. Raupenfahrzeuge mit starren Raupenfahrwerken. Zur Berechnung der Radien an Vorderrad und Hinterrad werden in DUDZINSKI (2005) Hilfsdreiecke herangezogen (vgl. Abbildung 18). Anders als beim Ackermann-Modell beeinflussen hier drei Parameter den resultierenden Radius. Diese sind im Einzelnen der Vorderradlenkwinkel δ_v , der Hinterradlenkwinkel δ_h und der Knickwinkel γ_0 . Bei einem Einschlag nach rechts sind diese Winkel wiederum positiv, gegen den Uhrzeigersinn negativ bei der Berechnung einzuführen. In Abbildung 18 wird das Einspurmodell für beliebige Lenkgeometrie ohne den Einfluss von Schlupf gezeigt. Das Modell wird hier um den Winkel β_k erweitert, um den Radius des Knickpunktes bei der konstanten Kreisfahrt zusätzlich geometrisch beschreiben zu können. Dies bringt Vorteile für die Lenkkalibrierung in Kapitel 4.2.5. Die Radien am Vorderrad R_v , Hinterrad R_h und am Knickpunkt R_k werden nach den Formeln (2-31), (2-32) und (2-33) berechnet. Hierzu werden die Hilfsgrößen v_1 , v_2 , h_1 und h_2 benötigt, die aus den oben genannten Hilfsdreiecken resultieren.

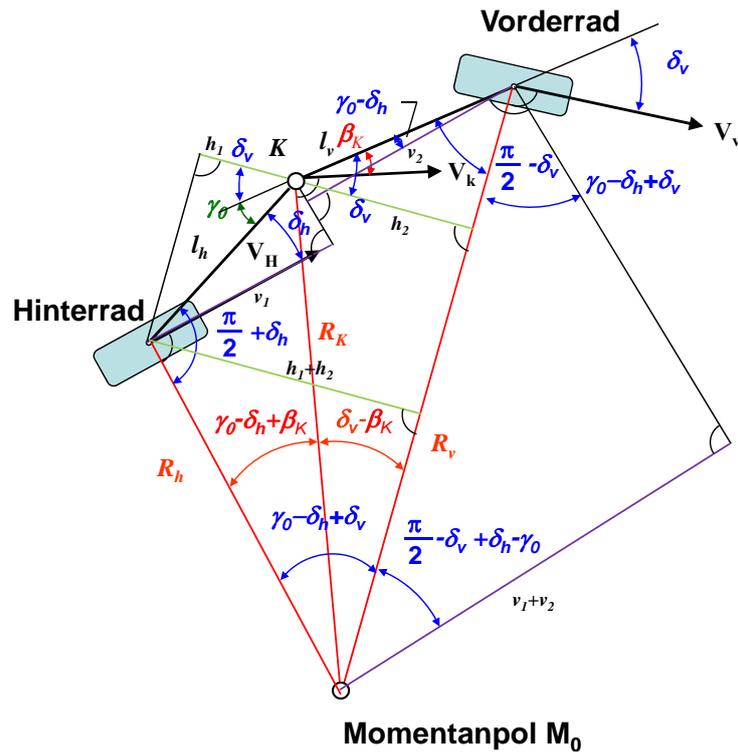


Abbildung 18: Einspurmodell für beliebige Lenksysteme ohne Schlupf
(nach DUDZINSKI 2005 und MITSCHKE/WALLENOWITZ 2004)

$$v_1 = l_h \cdot \cos(\delta_h) \quad (2-27)$$

$$v_2 = l_v \cdot \cos(\gamma_0 - \delta_h) \quad (2-28)$$

$$h_1 = l_h \cdot \cos(\delta_h + \gamma_0) \quad (2-29)$$

$$h_2 = l_v \cdot \cos(\delta_v) \quad (2-30)$$

$$R_v = \frac{v_1 + v_2}{\sin[\gamma_0 - \delta_h + \delta_v]} \quad (2-31)$$

$$R_h = \frac{h_1 + h_2}{\sin[\gamma_0 - \delta_h + \delta_v]} \quad (2-32)$$

$$R_k = \sqrt{R_h^2 + l_h^2 - 2 \cdot R_h \cdot l_h \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} + \delta_h\right)} \quad (2-33)$$

$$\beta_K = \arccos\left(\frac{R_h^2 + R_k^2 - l_h^2}{2 \cdot R_h \cdot R_k}\right) - \gamma_0 + \delta_h \quad (2-34)$$

$v_1, v_2 \dots$	Hilfsgrößen zur Berechnung von R_v	$h_1, h_2 \dots$	Hilfsgrößen zur Berechnung von R_h
$\delta_h \dots$	Hinterradeinschlagwinkel	$R_h \dots$	Radius am Hinterrad
$l_h \dots$	Abstand Hinterachse - Knickpunkt	$\beta_K \dots$	Schwimmwinkel am Knickpunkt
$\gamma_0 \dots$	Knickwinkel	$R_k \dots$	Radius am Knickpunkt
$l_v \dots$	Abstand Vorderachse - Knickpunkt	$V_i \dots$	Geschwindigkeitsvektoren Fahrzeug
$R_v \dots$	Radius am Vorderrad	$M_0 \dots$	Momentanpol (Kreismittelpunkt)
$\delta_v \dots$	Vorderradeinschlagwinkel		

Ein Sonderfall beim Einspurmodell für beliebige Lenksysteme tritt ein, wenn die Summe von Knickwinkel γ_0 und Vorderradeinschlagwinkel δ_v den Hinterradeinschlagwinkel δ_h ergeben.

$$\delta_h = \gamma_0 + \delta_v \quad (2-35)$$

Dann befindet sich das Fahrzeug im zuvor genannten Hundegang. Die Berechnung des Radius ist dann nicht mehr möglich. Dies ist bei einer späteren Implementierung z.B. in einem Kalman-Filter zu berücksichtigen und entsprechend abzufangen.

Beim Einspurmodell für beliebige Lenksysteme mit Schlupf werden wie in Kapitel 2.1.4 die Schräglaufwinkel α_v für das Vorderrad und α_h für das Hinterrad eingeführt (vgl. Abbildung 19). Einen Ansatz zur Bestimmung dieser Winkel wird z.B. in DUDZINSKI (2005) gegeben. Zur Vereinheitlichung der Schräglaufwinkel mit dem Ackermann-Modell werden diese, im Gegensatz zu DUDZINSKI (2005), hier wie in MITSCHKE/WALLENTOWITZ (2004) oder ZOMOTOR (1991) positiv definiert. Die Berechnung der Radien erfolgt unter Berücksichtigung der Schräglaufwinkel mit den Formeln (2-40), (2-41) und (2-42).

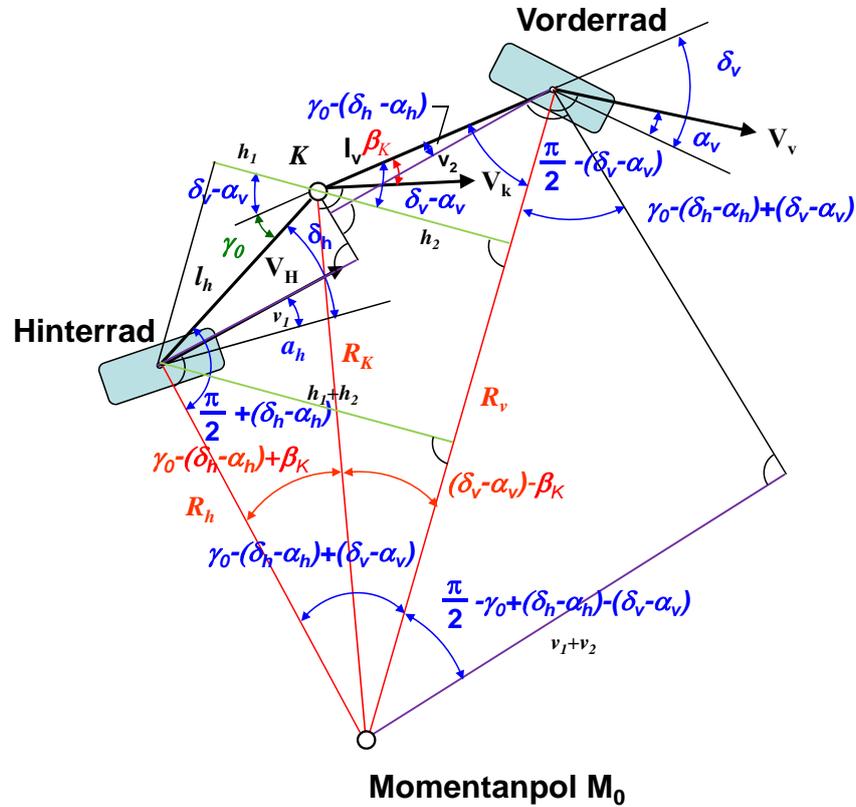


Abbildung 19: Einspurmodell für beliebige Lenksysteme mit Schlupf
(nach DUDZINSKI 2005 und MITSCHKE/WALLENTOWITZ 2004)

Die entsprechenden Gleichungen ergeben sich zu:

$$v_1 = l_h \cdot \cos(\delta_h - \alpha_h) \quad (2-36)$$

$$v_2 = l_v \cdot \cos(\gamma_0 - (\delta_h - \alpha_h)) \quad (2-37)$$

$$h_1 = l_h \cdot \cos((\delta_v - \alpha_v) + \gamma_0) \quad (2-38)$$

$$h_2 = l_v \cdot \cos(\delta_v - \alpha_v) \quad (2-39)$$

$$R_v = \frac{v_1 + v_2}{\sin[\gamma_0 - (\delta_h - \alpha_h) + (\delta_v - \alpha_v)]} \quad (2-40)$$

$$R_h = \frac{h_1 + h_2}{\sin[\gamma_0 - (\delta_h - \alpha_h) + (\delta_v - \alpha_v)]} \quad (2-41)$$

$$R_k = \sqrt{R_h^2 + l_h^2 - 2 \cdot R_h \cdot l_h \cdot \cos\left(\frac{\pi}{2} + (\delta_h - \alpha_h)\right)} \quad (2-42)$$

$$\beta_K = \arccos\left(\frac{R_h^2 + R_k^2 - l_h^2}{2 \cdot R_h \cdot R_k}\right) - \gamma_0 + (\delta_h - \alpha_h) \quad (2-43)$$

α_v ... Schräglaufwinkel Vorderrad

α_h ... Schräglaufwinkel Hinterrad

2.1.6 Das Raupenmodell

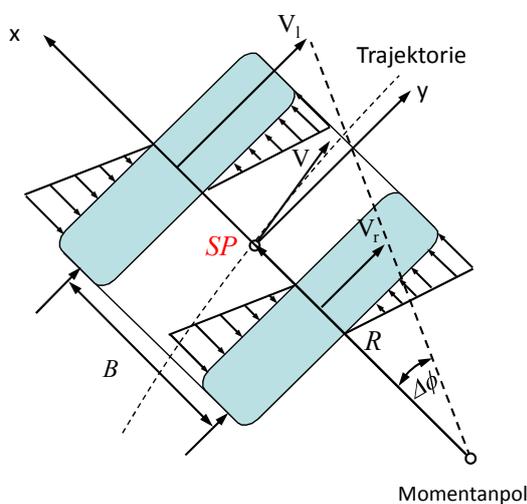
Nachdem bisher die lenkbaren Radmodelle betrachtet wurden, mit denen auch gelenkte Raupenfahrwerke beschrieben werden konnten, soll nun abschließend auf das Raupenmodell eingegangen werden. Das Raupenmodell besteht aus zwei nicht gelenkten, parallelen Raupenfahrwerken, wie sie bei Dozern zu finden sind. Wie in den Kapiteln 2.1.4 und 2.1.5 wird auch beim Raupenmodell zunächst der Ansatz ohne Schlupf erklärt, der bei langsamer Fahrt und entsprechenden Oberflächen mit hoher Haftreibung verwendet werden kann. Anschließend wird auf das Raupenmodell unter Einfluss des Schlupfes eingegangen. Der hier gezeigte Ansatz für die Berechnung des Radius R und der Winkeländerung $\Delta\phi$ der Orientierung ist in LE (1999) zu finden. Wie in Kapitel 2.1.1 bereits erwähnt, sind die Geschwindigkeiten der Ketten v_l (links) und v_r (rechts) und der Kettenabstand B maßgeblich für die Beeinflussung des Radius R verantwortlich. Das heißt, der Radius, der gefahren werden soll, wird über die Kettengeschwindigkeiten der beiden Ketten gesteuert. Dabei gibt es grundsätzlich drei Fahrzustände bei der Vorwärtsfahrt:

$$v_l - v_r > 0 \quad \text{Rechtskurve} \quad (2-44)$$

$$v_l - v_r = 0 \quad \text{Gerade} \quad (2-45)$$

$$v_l - v_r < 0 \quad \text{Linkskurve} \quad (2-46)$$

In Abbildung 20 sind die geometrischen Zusammenhänge des Raupenmodells zu sehen. Der Drehpunkt des Raupenfahrzeugs fällt beim Raupenmodell ohne Schlupf mit dem Schwerpunkt SP des Fahrzeuges zusammen. Die Herleitung der Berechnung erfolgt über den Strahlensatz. Dabei ist es nicht relevant, ob die Geschwindigkeiten v_i , die zurückgelegten Fahrwege s_i oder die Umdrehungsgeschwindigkeiten ω_i der Antriebsrollen der Ketten zur Berechnung benutzt werden. Ebenso ändert sich der Radius nicht, solange das Verhältnis beider Kettengeschwindigkeiten gleich bleibt. Der Radius R im Schwerpunkt für das Kettenmodell ohne Schlupf wird mit (2-50) berechnet, die Orientierungsänderung $\Delta\phi$ mit (2-51).



$$v_l = r \cdot \omega_l \quad v_r = r \cdot \omega_r \quad (2-47)$$

$$v = \frac{(v_l + v_r)}{2} \quad (2-48)$$

$$s_i = v_i \cdot \Delta t \quad (2-49)$$

$$R = \frac{B \cdot [v_l + v_r]}{2 \cdot [v_r - v_l]} = \frac{B \cdot [s_l + s_r]}{2 \cdot [s_r - s_l]} = \frac{B \cdot [\omega_l + \omega_r]}{2 \cdot [\omega_r - \omega_l]} \quad (2-50)$$

$$\Delta\phi = \arctan \frac{(v_l - v_r) \cdot \Delta t}{B} \quad (2-51)$$

$$R = \text{const.}, \text{ wenn } \frac{v_l}{v_r} = \text{const.} \quad (2-52)$$

v_i ... Geschwindigkeit der jeweiligen Kette
 r ... Radius Antriebsrolle
 ω_i ... Winkelgeschwindigkeit der jeweiligen Antriebsrolle
 V ... resultierende Geschwindigkeit
 s_i ... Zurückgelegter Weg der jeweiligen Kette

Δt ... Zeitintervall
 R ... Radius im Schwerpunkt
 B ... Kettenabstand
 $\Delta\phi$... Änderung des Orientierungswinkels
 V_i ... Geschwindigkeitsvektoren Fahrzeug
 SP ... Schwerpunkt
 M_0 ... Momentanpol (Kreismittelpunkt)

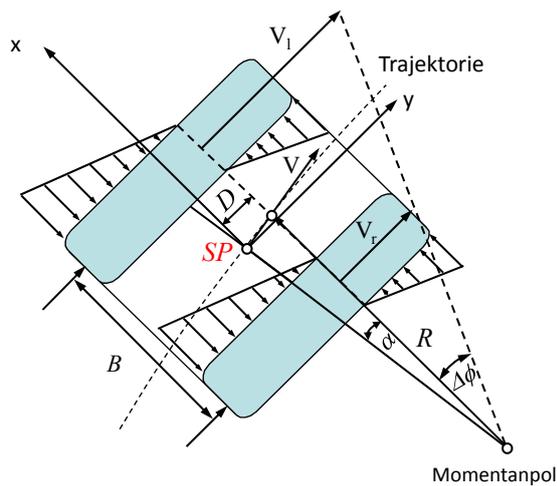
Abbildung 20: Raupenmodell ohne Schlupf (nach LE 1999)

Zur Berücksichtigung des Schlupfes der jeweiligen Ketten wird für jede Kette der Kettenschlupf i in Prozent eingeführt. Der Schlupf ergibt sich nach ENDO ET AL. (2007) aus der Kettengeschwindigkeit (gemessen an der Antriebswelle) v'_i und der tatsächlichen Kettengeschwindigkeit v_i . Daraus ergeben sich für den Kettenschlupf folgende Gleichungen:

$$\text{Kettenschlupf links: } i_l = \frac{v_l - v'_l}{v_l} \quad (2-53)$$

$$\text{Kettenschlupf rechts: } i_r = \frac{v_r - v'_r}{v_r} \quad (2-54)$$

Durch den auftretenden Schlupf verbleibt der Drehpunkt des Fahrzeugs nicht mehr im Schwerpunkt SP . Es entsteht der Schräglaufwinkel α , aus dem die Verschiebung D resultiert (vgl. Abbildung 21). Weiterführende Informationen hierzu findet man z.B. in SHILLER ET AL. (1993) oder in LIU/LIU (2007). In LE (1999) werden darüber hinaus zur Berechnung dieser Parameter Ansätze mit Berücksichtigung der Bodenbeschaffenheit erklärt. Die Berechnung des Radius R_D bezogen auf den Drehpunkt des Fahrzeugs erfolgt mit (2-59) über die jeweiligen Kettengeschwindigkeiten v_l und v_r . Auch in diesem Fall, mit Berücksichtigung des Schlupfes, bleibt der Radius konstant, solange der Quotient zwischen v_l und v_r konstant bleibt. Die Berechnung der Orientierungsänderung $\Delta\phi$ wird abschließend mit (2-60) durchgeführt. Für das kinematische als auch für das dynamische Raupenmodell gibt es keinen Schwimmwinkel β . Das bedeutet, dass bei der Anwendung von (2-14) β zu Null wird.



$$v_l = r \cdot \omega_l \cdot (1 - i_l) \quad (2-55)$$

$$v_r = r \cdot \omega_r \cdot (1 - i_r) \quad (2-56)$$

$$v = \frac{v_l + v_r}{2} \quad (2-57)$$

$$s_i = v_i \cdot \Delta t \quad (2-58)$$

$$R_D = \frac{B \cdot [\omega_l \cdot (1 - i_l) + \omega_r \cdot (1 - i_r)]}{2 \cdot [\omega_r \cdot (1 - i_r) - \omega_l \cdot (1 - i_l)]} = \frac{B \cdot [v_l + v_r]}{2 \cdot [v_r - v_l]} \quad (2-59)$$

$$= \frac{B \cdot [s_l + s_r]}{2 \cdot [s_r - s_l]}$$

$$\Delta\phi = \arctan \frac{(v_l - v_r) \cdot \Delta t}{B} \quad (2-60)$$

$$R_D = \text{const.}, \text{ wenn } \frac{v_l}{v_r} = \text{const.} \quad (2-61)$$

i_l ... Kettenschlupf links in %

α ... Schräglaufwinkel

i_r ... Kettenschlupf rechts in %

D ... Abstand zwischen Schwerpunkt SP und

R_D ... Radius im tatsächlichen Drehpunkt

tatsächlichem Drehpunkt

Abbildung 21: Raupenmodell mit Schlupf (nach LE 1999)

Die beschriebenen Lenkmodelle werden zur Integration in den Regelprozess in Kapitel 4.2.5 wieder aufgegriffen. Dabei wird speziell auf die Problematik der Lenkkalibrierung und Berechnung der Lenkwinkel als Regelgröße eingegangen.

2.2 Überblick über Werkzeugmodelle

Der größte Teil der Automatisierung im Straßenbau hat bisher bei den Werkzeugen der einzelnen Straßenbaumaschinen stattgefunden. Das heißt, hauptsächlich wird keine Bahnführung der Straßenbaumaschine selbst, sondern des jeweiligen Werkzeuges durchgeführt. Da im weiteren Verlauf der Arbeit eine Genauigkeitsanalyse bezüglich des Sensoreinsatzes zur Werkzeugpositionierung durchgeführt wird, ist die mathematische Beschreibung zur Positionsbestimmung der Werkzeuge von grundlegender Bedeutung. In diesem Kapitel werden als Beispiel Werkzeuge von Straßenbaumaschinen gezeigt, die sich hinsichtlich der Positionsbestimmung und der Genauigkeitsanforderung unterscheiden. Für die Positionsbestimmung mit nur einem Positionssensor wird ein Graderschild vorgestellt, für die Positionsbestimmung mit zwei Positionssensoren wird das Planierschild einer Planierraupe vorgestellt und als Beispiel mit der höchsten Genauigkeitsanforderung wird die Bohle eines Asphaltfertigers, ebenfalls mit einem Positionssensor, vorgestellt. Anschließend wird auf die Positionsberechnung der für die automatische Steuerung wichtigen Werkzeugpunkte eingegangen.

2.2.1 Werkzeugbeschreibung

In diesem Kapitel werden zunächst die werkzeugtragenden Baumaschinen vorgestellt, bevor auf das jeweilige Werkzeug genauer eingegangen wird. Dies soll zum einen eine Einschätzung für die geforderte Genauigkeit ermöglichen zum anderen die zu erwartenden Freiheitsgrade des Werkzeugs veranschaulichen.

Planierraupe

Nach KÖNIG (2008) werden Planierraupen hauptsächlich für grobe Planierarbeiten und dem Abschieben vom Oberboden eingesetzt. Genauigkeitsanforderung für die Grobplanie liegt im Straßenbau bei etwa 3 - 5 cm in der Höhe. Eine Lagegenauigkeit wird nicht vorgegeben. Im Straßenbau werden Planierraupen bis zu einer Leistung von 300 kW verwendet. Planierraupen, die über diese Leistungsgrenze hinausgehen sind hauptsächlich im Tagebau zu finden. Abbildung 22 zeigt die einzelnen Bauteile einer Planierraupe.

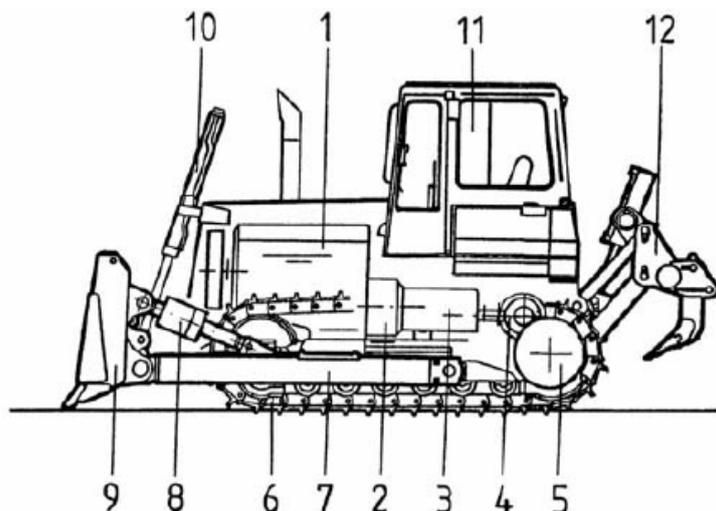


Abbildung 22: Bauteile einer Planierraupe (KÖNIG 2008)

Die Antriebseinheit bilden der Antriebsmotor (1), ein Drehmomentwandler (2) und ein Schaltgetriebe (3). Der Drehmomentwandler ist für die Kraftübertragung zwischen Bauteilen mit unterschiedlicher Drehzahl zuständig; hier Motor und Getriebe. Das Drehmoment der Antriebseinheit wird über ein Differential auf die beidseitigen Lenkkupplungen und Lenkbremsen (4) weitergegeben. Die weitere Kraftübertragung erfolgt über die Zahnradübersetzung auf die Kettenantriebsräder (5). Der Schubrahmen (7) ist mit dem Tiltzylinder (8) dem Planierschild (9) und dem Hubzylinder (10) verbunden. Über die Hydraulik der Planierraupe kann mit dem Tiltzylinder die Schildquerneigung und

mit dem Hubzylinder die Höhe des Planierschildes beeinflusst werden. Ebenfalls hydraulisch gehoben und gesenkt werden kann der Heckaufreißer (12). Mit dem Heckaufreißer wird der zu bearbeitende Boden vor dem Planieren gelockert.

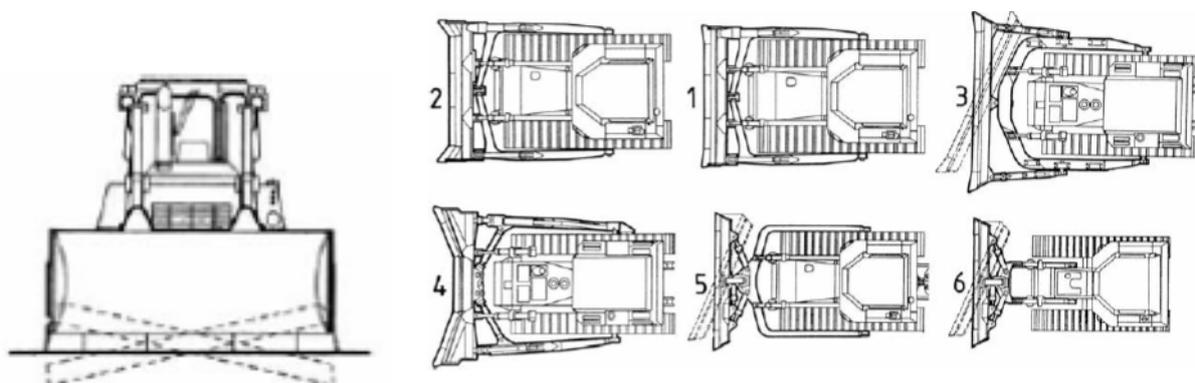


Abbildung 23: Planierschild- und Schubrahmenkombinationen (KÖNIG 2008)

Für unterschiedliche Aufgaben werden verschiedene Kombinationen von Schubrahmen und Planierschildformen eingesetzt. Neben der Möglichkeit das Planierschild auf die jeweilige Querneigung einzustellen (vgl. Abbildung 23 links) gibt es auch Planierschild- und Schubrahmenkombinationen, die sich in Längsrichtungen schwenken lassen. Prinzipiell kann nach KÖNIG (2008) unter folgenden Planierschild- und Schubrahmenkombinationen unterschieden werden (vgl. Abbildung 23 rechts):

- (1) *Brustschild mit außenliegendem Schubrahmen und Tilteinrichtung*: Dies ist die am meisten verwendete Bauform. Das Brustschild ist in der Form vollkommen gerade ausgeführt. Die Querneigung kann mit Hilfe der Tiltzylinder beeinflusst werden.
- (2) *Semi U-Schild mit außenliegendem Schubrahmen und Tilteinrichtung*: Das Semi U-Schild entspricht einem Brustschild mit eingezogenen Ecken. Hierdurch entsteht eine leichte U-Form. Aufgrund dieser Bauform wird das Schild insgesamt stabiler und eignet sich dadurch für schwerere Einsätze.
- (3) *Schwenkschild mit außenliegendem Schubrahmen*: Ein Schwenkschild entspricht einem etwas niedrigeren Brustschild. Dieses kann in dieser Kombination nach beiden Seiten geschwenkt werden. Eine Beeinflussung der Querneigung ist nicht möglich.
- (4) *U-Schild mit außenliegenden Schubrahmen und Tilteinrichtung*: Diese Ausführung wird hauptsächlich bei großen Planiererraupen eingesetzt. Durch das stark U-förmige Schild wird die Kapazität des Schildes deutlich erhöht.
- (5) *Mehrwegschild mit außenliegendem Schubrahmen*: Dieses Schild kann vollhydraulisch sowohl in Seitenrichtung als auch in Querrichtung geschwenkt werden. Durch diese sehr flexible Ausführung ist das Schild für leichtere und sehr vielseitige Planierarbeiten einzusetzen.
- (6) *Mehrwegschild mit innenliegendem Schubrahmen*: Diese Kombination ist sehr gut für Arbeiten mit beengten Platzverhältnissen geeignet.

Neben den oben genannten Kombinationen gibt es verschiedene Ausführungen bei den Planierschilden. Das heißt für eine spätere Berechnung der Position des Schildes, dass diese individuell vermessen werden müssen. Weiter sind die Schilde in der Ausführung 5 und 6 (vgl. Abbildung 23) in drei Richtungen beweglich. Sie besitzen demnach drei Freiheitsgrade:

- Querneigung (im Bereich bis zu 6 - 12°),
- Schwenkneigung (im Bereich bis zu 40 - 45°),
- heben bzw. senken.

Auf diese Problematik wird in Kapitel 2.2.2 genauer eingegangen. Zur Vervollständigung und zur besseren Vorstellung zeigt Abbildung 24 die drei Grundformen eines Planierschildes. Das Brustschild (a), das U-Schild (b) und das Schwenkschild (c). Für vertiefende Informationen bezüglich der Schildauslegung und Schildprofile sei hier auf KUNZE ET AL. (2002) verwiesen.

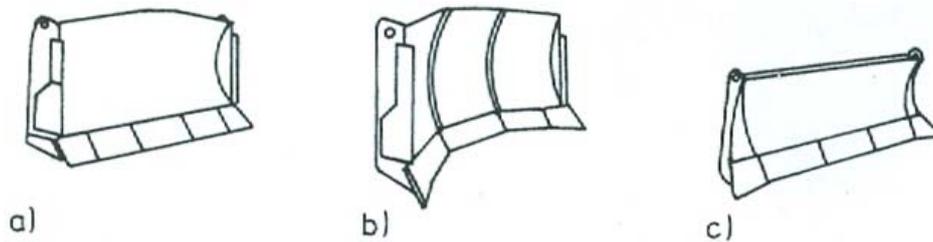


Abbildung 24: Bauformen eines Planierschildes (KUNZE ET AL. 2002)

Motorgrader

Nach KÖNIG (2008) ist der Einsatzbereich von Motorgradern hauptsächlich in der Feinplanie zu finden. Die Genauigkeitsanforderung der Feinplanie liegt im Straßenbau bei etwa 1 - 2 cm in der Höhe. Im Gegensatz zu Planiertrauen ist das Schild, beim Grader Schar genannt, ungefähr in der Fahrzeugmitte zu finden. Dies hat den Vorteil, dass Bodenunebenheiten, die sich über die Räder auf die Schar übertragen, nur noch zur Hälfte auswirken. Dadurch erreicht der Motorgrader das gewünschte Planiererergebnis durch wesentlich weniger Überfahrten. Der am häufigsten verwendete Grader im Baubetrieb ist der Tandemgrader, ausgestattet mit zwei Antriebsachsen und einer in Querrichtung pendelnden Vorderachse, die zum besseren Ausgleich von Bodenunebenheiten dient. Abbildung 25 zeigt die Bauteile eines Tandemgraders.

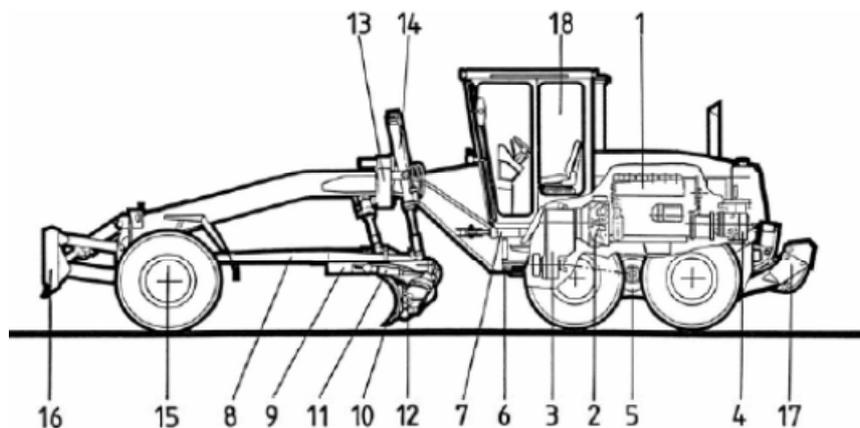


Abbildung 25: Bauteile eines Tandemgraders (KÖNIG 2008)

Der Arbeitsmotor (1), Drehmomentwandler (2) und Lastschaltgetriebe (3) bilden auch beim Grader die Antriebseinheit. Die Hydraulikpumpe (4) versorgt die jeweiligen Hydraulikzylinder mit dem nötigen Druck. Der Tandem-Radsatz (5) überträgt die Antriebskraft des Motors auf den Boden. Das Knickgelenk (6) wird über den Knick-Lenkzylinder (7) beeinflusst und gesteuert. Die Schar (10) ist am Schar-Drehkranz (9) und am Schar-Schwenkstuhl (8) aufgehängt. Das Verdrehen der Schar erfolgt über den Schar-Drehkranz und das Heben der Schar mit dem Schar-Hubzylinder (14). Eine Auslenkung der Schar nach außen wird mit dem Schwenkjoch (13) und dem Schar-Verschiebezylinder (12) ermöglicht. Der Schnittwinkel der Schar wird mit dem Zylinder zur Schnitt-Winkel-Verstellung (11) verändert. Neben der Knicklenkung besitzt der Tandemgrader eine Achsschenkellenkung (15). Das Frontschild (16) dient zum Verteilen von losem Schotter vor dem eigentlichen Abziehen der Feinplanie. Zusätzlich besitzt der Tandemgrader einen Heckaufreißer zum Auflockern des zu bearbeitenden Untergrundes.

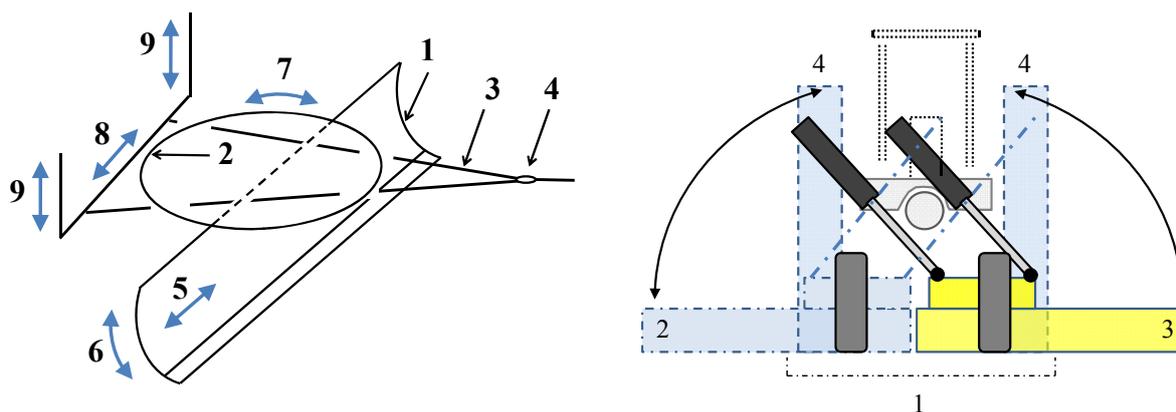


Abbildung 26: Verstellmöglichkeiten einer Schar (nach KUNZE ET AL. 2002 links, nach KÖNIG 2008 rechts)

Zur Verdeutlichung der Verstellmöglichkeiten einer Schar dient Abbildung 26. Die einzelnen dargestellten Bauelemente sind hier noch einmal im Detail: Die Schar (1), der Drehkranz (2), der Schwenkstuhl (3) und ein für die freie Bewegung erforderliches Kugelgelenk (4). In Abbildung 26 (rechts) wird der gesamte Arbeitsbereich der Schar eines Motorgraders gezeigt. (1) zeigt dabei die Mittelstellung, (2) wenn die Schar maximal nach links ausgefahren ist, (3) wenn die Schar maximal nach rechts ausgefahren ist und (4) in der jeweiligen senkrechten Position. Ermöglicht wird dies, wie eingangs erwähnt, über die Schar-Hubzylinder, die zwischen Schwenkstuhl und Schwenkbock angeordnet sind. Alle Einstellungen der Schar erfolgen stufenlos und machen dieses Werkzeug somit individuell auf die jeweilige Arbeitssituation anpassbar. Nach KUNZE ET AL. (2002) besitzt die Bewegung einer Schar insgesamt 5 Freiheitsgrade (vgl. Abbildung 26 links):

- Querschieben (5),
- Neigungsänderung für Schnittwinkel (im Bereich bis zu 25 - 80°) (6),
- Drehen im Drehkranz bis 360° (7),
- Schwenken des Zugrahmens um eine senkrechte Achse bis 90° (8),
- Schwenken des Zugrahmens um eine waagrechte Achse bis zu 90° (9).

Asphaltfertiger (Schwarzdeckenfertiger)

Ein Asphaltfertiger wird dazu verwendet, neben Asphalt auch hydraulisch gebundenen Tragschichten und Walzenbeton einzubauen (vgl. KÖNIG 2008). Es gibt diese in Rad- und Kettenausführungen. Die Toleranz für die Ebenheit liegt bei der Deckschicht bei 10 mm (vgl. DIN 18317). Hierdurch wird eine sehr hohe Einbaugenauigkeit gefordert. Beim Einbau des Materials fährt ein Mischgutfahrzeug (12) rückwärts an den Asphaltfertiger heran und leert das Mischgut in den Mischgutbehälter (2) der sich im vorderen Teil des Asphaltfertigers befindet (vgl. Abbildung 27). Da die Ladung meistens nicht auf einmal in den Mischgutbehälter abgeladen werden kann, wird das Mischgutfahrzeug über Abdruckrollen (3) so lange vor dem Fertiger hergeschoben bis dieses vollständig geleert ist. Zur vollständigen Leerung können die Seitenwände des Mischgutbehälters über einen Kippzylinder (10) nach innen gekippt werden. Über zwei sogenannte Kratzerbänder (4) wird das Mischgut nach hinten zu den nach rechts und links führenden Verteilerschnecken (6) transportiert. Die Menge wird dabei mit dem Dosierschieber (5) beeinflusst. Die eigentliche Verarbeitung des Mischguts erfolgt über die Einbaubohle (7), welche das Mischgut auf die eingestellte Fahrbahndicke abzieht und vorverdichtet. Der Nivellierzylinder (8) steuert hierbei den Anstellwinkel der Einbaubohle und verändert die Einbaudicke entsprechend den Vorgaben. Für einen ebenen Einbau wirkt der Hubzylinder der Einbaubohle (9) dem Nivellierzylinder entgegen und gleicht Höhenveränderungen aus. Die Einbaubohle ist über die Bohlenzugarme (13) und den zuvor genannten Zylindern mit der Maschine verbunden. Der Bediener der Baumaschine lenkt den Asphaltfertiger über das Steuerpult (11).

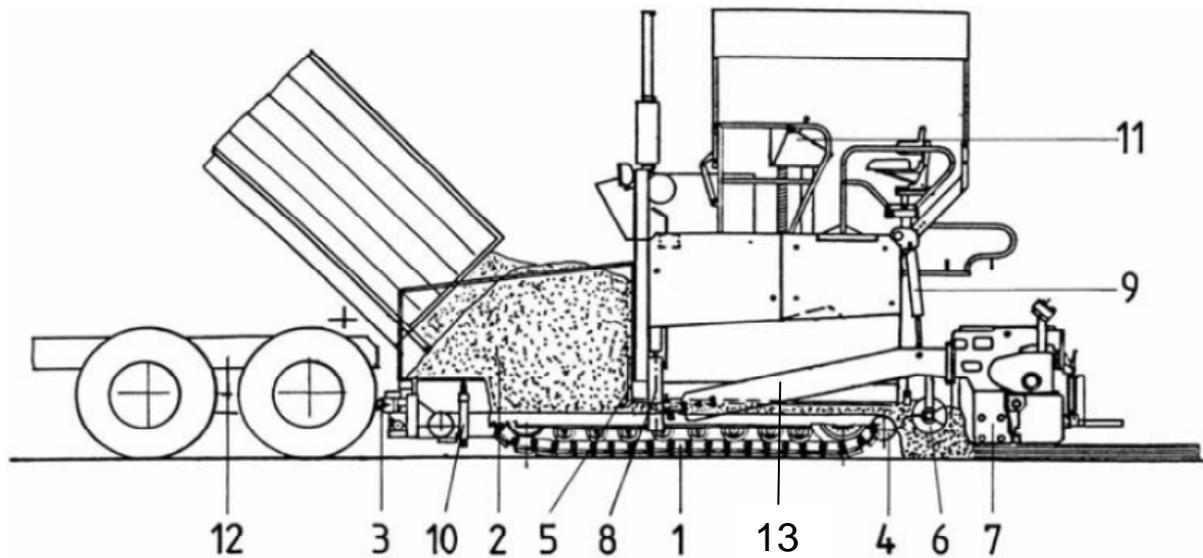


Abbildung 27: Bauteile eines Asphaltfertigers (nach KÖNIG 2008)

Die Einbaubohle unterscheidet sich bezüglich der Konstruktionsmerkmale zwischen den einzelnen Herstellern kaum. Sie besteht nach KÖNIG (2008) aus einer Glättbohle (b) mit Vibrationseinrichtung (c) und einer Stampferleiste (a), die über einen Exzenter angetrieben wird (vgl. Abbildung 28). Die Verdichtung wird mit den Vibratoren und Stampferleisten durch gleichgerichtete Schwingungen erreicht.

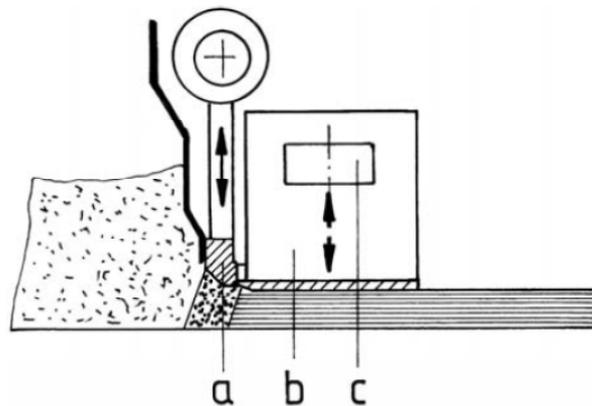


Abbildung 28: Normal-Verdichtungsbohle (KÖNIG 2008)

Neben der in Abbildung 28 gezeigten Normal-Verdichtungsbohle gibt es auch sogenannte Hoch-Verdichtungsbohlen. Die erhöhte Leistung der Verdichtung wird durch zusätzliche Stampf- oder Pressleisten vor bzw. nach der Glättbohle erreicht. Die erhöhte Verdichtung führt zu Kosteneinsparungen, da die Anzahl der anschließenden Walzübergänge verringert werden kann.

Für die Regulierung der Bohlenbreite gibt es zwei unterschiedliche Ansätze. Einerseits können die Bohlen durch Anbauteile vergrößert werden. In diesem Fall sind die Bohlen starr. Andererseits gibt es so genannte Ausziehbohlen, die sich durch Hydraulikzylinder auf beiden Seiten stufenlos verändern lassen. Die Regulierungsweite liegt je nach Modell auf einer Seite zwischen 1 m und 1,5 m (vgl. VÖGELE 2010, KÖNIG 2008). Abbildung 29 zeigt schematisch den Aufbau einer Bohle mit der Grundbreite (G), mit der Ausziehbreite (AB), die durch die Ausziehbohle variabel ist, und der Gesamtbreite (GB) bei der an der Seite angebrachte Anbauteile die endgültige Breite ergeben.

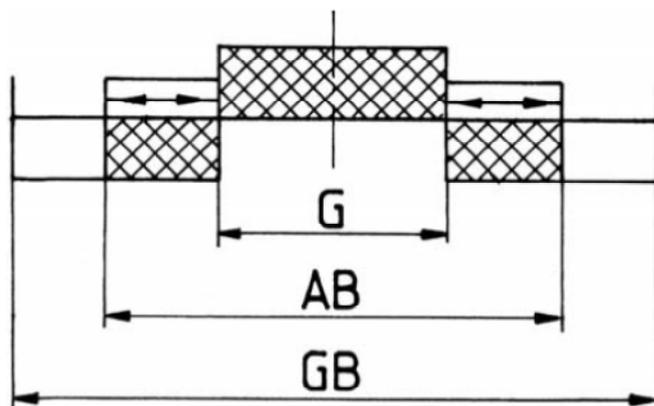


Abbildung 29: Ausziehbohle eines Asphaltfertigers (KÖNIG 2008, VÖGELE 2010)

Aus der bisherigen Betrachtung ergeben sich für die Bohle eines Asphaltfertigers je nach Ausführung bis zu 4 Freiheitsgrade:

- Querneigung ,
- Längsneigung,
- heben bzw. senken,
- Bohlenbreite.

Nach der Beschreibung der Wirkungsweise der am Anfang genannten drei charakteristischen Werkzeugsteuerungen wird im nachfolgenden Kapitel auf die geometrische Modellierung der Werkzeuge für die Positionsberechnung eingegangen.

2.2.2 Geometrische Modellierung der charakteristischen Werkzeuge

Durch die Notwendigkeit bei einer automatischen Steuerung bzw. Regelung eine Regelabweichung zu erhalten, um für den Regler eine entsprechende Stellgröße berechnen zu können, müssen zunächst die für eine Regelung wichtigen Variablen definiert werden. Zum besseren Verständnis soll dies hier am Beispiel einer Höhenregelung veranschaulicht werden. Zur automatischen Werkzeugsteuerung müssen die Höhenposition des Werkzeuges als Ist-Größe und eine Höhenreferenz als Soll-Größe bekannt sein. Die Sollgröße wird durch das zu bauende Objekt definiert und in STEMPFHUBER (2009a) auch als Design bezeichnet. Dieses Design entspricht z.B. einem Digitalen Geländemodell (DGM), welches meistenten in der Form eines TINs (Triangulated Irregular Network) vorliegt. Es besteht aus einer Punktwolke bei der die Punkte über ihre kürzesten Verbindungen miteinander zu Dreiecksflächen verbunden sind (vgl. BARTELME 2005, Bsp. Delaunay-Triangulation). Aus der Höhenposition des Werkzeuges lässt sich im Vergleich mit dem DGM eine Positionsabweichung als Regelabweichung berechnen. Im Folgenden wird zunächst die Berechnung der Soll-Ist-Abweichung im Allgemeinen betrachtet, bevor auf die geometrische Modellierung des jeweiligen Werkzeugs eingegangen wird.

Berechnung des Soll-Ist-Vergleichs

Wie oben bereits erwähnt, wird bei einer reinen Höhenregelung nur die Höhendifferenz als Regelabweichung betrachtet. Diese ergibt sich z.B. aus der Differenz eines gemessenen Punktes P_{mess} und einer Sollhöhe. In STEMPFHUBER (2010) wird hierfür eine Berechnung mit Vektoren vorgeschlagen (vgl. Abbildung 30).

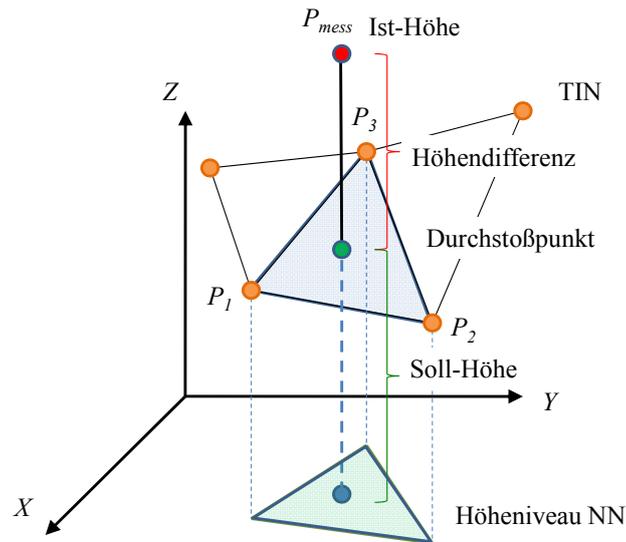


Abbildung 30: Berechnung des Durchstoßpunktes und der Höhendifferenz (nach STEMPFHUBER 2010)

Dabei wird eine Lotgerade von P_{mess} auf die darunterliegende Dreiecksfläche des DGMs gefällt. Der sich dabei ergebende Durchstoßpunkt der Lotgeraden auf der Dreiecksfläche definiert die Sollhöhe. Der Abstand zwischen dem Durchstoßpunkt und dem gemessenen Punkt ergibt die Höhendifferenz und damit die Regelabweichung. Die Berechnung wird im Folgenden genauer erläutert.

Zunächst muss das Dreieck gefunden werden, welches unter dem gemessenen Punkt P_{mess} liegt. Dies kann zum Beispiel durch einen „Punkt im Polygon“-Test erfolgen, wie er in BARTELME (2005) beschrieben wird. Die gefundene Dreiecksfläche des DGMs wird durch die drei Punkte P_1 , P_2 und P_3 definiert (vgl. Abbildung 30). In vektorieller Schreibweise werden diese wie folgt dargestellt:

- die Punkte der Ebene

$$\vec{P}_1 = \begin{pmatrix} X_{P1} \\ Y_{P1} \\ Z_{P1} \end{pmatrix} \quad \vec{P}_2 = \begin{pmatrix} X_{P2} \\ Y_{P2} \\ Z_{P2} \end{pmatrix} \quad \vec{P}_3 = \begin{pmatrix} X_{P3} \\ Y_{P3} \\ Z_{P3} \end{pmatrix} \quad (2-62)$$

- der gemessene Punkt

$$\vec{P}_{mess} = \begin{pmatrix} X_{mess} \\ Y_{mess} \\ Z_{mess} \end{pmatrix} \quad (2-63)$$

Aus den drei Punkten des DGMs ergibt sich für die Parameterdarstellung der Ebene \vec{e} folgende Gleichung:

$$E: \vec{e} = \vec{P}_1 + r \cdot (\vec{P}_2 - \vec{P}_1) + s \cdot (\vec{P}_3 - \vec{P}_1) \quad (2-64)$$

Für die Lotgerade \vec{g} ergibt sich nach STEMPFHUBER (2010) in allgemeiner Form:

$$G: \vec{g} = \vec{P} + t \cdot \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix} \quad (2-65)$$

Aus der gegebenen Ebene \vec{e} und der Lotgeraden \vec{g} lassen sich nach MERZIGER/WIRTH (2006) der Durchstoßpunkt (Fußpunkt) \vec{x}_0 berechnen. Hierfür wird zunächst der Normalenvektor \vec{n} der Ebene \vec{e} nach (2-66) berechnet.

$$\vec{n} = (\vec{P}_2 - \vec{P}_1) \times (\vec{P}_3 - \vec{P}_1) \quad (2-66)$$

Der Durchstoßpunkt des Lotes ergibt nach sich MERZIGER/WIRTH (2006) dann aus der Berechnung des Parameterwertes t_0 nach (2-67)

$$t_0 = \frac{\vec{n} \cdot \vec{P}_1 - \vec{n} \cdot \vec{P}_{mess}}{\vec{n} \cdot \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix}} \quad (2-67)$$

und dem Einsetzen von \vec{P}_{mess} und t_0 in die Gleichung (2-65):

$$\vec{x}_0 = \vec{P}_{mess} + t_0 \cdot \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{pmatrix}. \quad (2-68)$$

Zur Berechnung der Höhendifferenz wird der Abstand zwischen dem Durchstoßpunkt und dem gemessenen Punkt berechnet. Dies ergibt die gesuchte Regelabweichung.

$$d = |\vec{x}_0 - \vec{P}_{mess}| \quad (2-69)$$

Mit diesem Beispiel sollte gezeigt werden, wie eine Höhendifferenz als Regelabweichung berechnet werden kann. Weitere Methoden zur Berechnung des Durchstoßpunktes finden sich z.B. in BARTELME (2005). Da in der Realität der gemessene Punkt normalerweise nie dem gesuchten Punkt der Werkzeugposition entspricht muss das Werkzeug selbst geometrisch beschrieben werden, um die gesuchte Werkzeugposition bzw. Punkte, die das Werkzeug räumlich definieren, berechnen zu können. Zur Berechnung der Ist-Positionen werden nun im Folgenden die drei genannten charakteristischen Werkzeuge geometrisch beschrieben.

Geometrische Modellierung

Für die Positions- und Orientierungsberechnung des Werkzeuges muss zunächst überlegt werden, welche Punkte des Werkzeuges für die automatische Steuerung wichtig sind. Nach STEMPFHUBER/INGENSAND (2008) sind dies z.B. die äußeren zwei Punkte der Scharkante eines Graderschildes. Das bedeutet, es werden letztendlich die Punkte an einem Werkzeug gesucht, welche das einzubauende Material an den äußersten Punkten des Werkzeuges beeinflussen. Nach KAHMEN/RETSCHER (1999) muss die Positions- und Orientierungsberechnung einer Baumaschine in einem 3D-Koordinatensystem geschehen, wenn diese vollständig im Raum beschrieben werden soll. Die Orientierung der Baumaschine erfolgt über drei Drehwinkel: Dem Gierwinkel Ψ , den Nickwinkel Θ und dem Rollwinkel Φ (vgl. Abbildung 31).

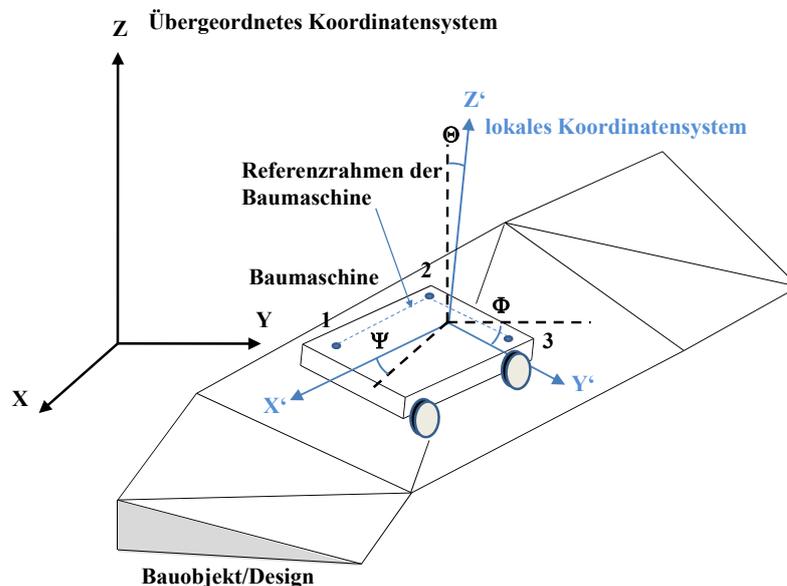


Abbildung 31: Orientierung einer Baumaschine im Raum (nach KAHMEN/RETSCHER 1999)

Zur Berechnung dieser Winkel werden mindestens drei Punkte als Referenzrahmen auf der Baumaschine benötigt, aus denen sich diese Winkel berechnen lassen. Dieser Referenzrahmen liegt im lokalen Koordinatensystem der Baumaschine vor und macht eine geometrische Beschreibung der Baumaschine selbst möglich. Hierfür muss die Baumaschine im lokalen System vermessen werden. Alternativ können diese Winkel auch durch entsprechende Sensoren (vgl. Kapitel 3.2) gemessen werden. Man erhält dann ein im Raum orientiertes lokales Koordinatensystem, das in ein übergeordnetes Koordinatensystem überführt werden muss, in dem auch das Bauobjekt als Design vorliegt. Hierfür wird neben den drei Winkeln eine Position auf dem Referenzrahmen der Baumaschine benötigt. Dieser Referenzrahmen lässt sich natürlich auch auf das Werkzeug selbst übertragen. Nach RETSCHER (2001) kann aus den lokalen Koordinaten der Baumaschine (X', Y', Z'), den drei Drehwinkeln (Ψ, Φ, Θ), der Rotationsmatrix R_{ges} und der gemessenen Position ($X_{mess}, Y_{mess}, Z_{mess}$), mit (2-70) eine Transformation in das übergeordnete Koordinatensystem erfolgen.

$$\begin{pmatrix} X_p \\ Y_p \\ Z_p \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} X_{mess} \\ Y_{mess} \\ Z_{mess} \end{pmatrix} + R_{ges}(\Psi, \Phi, \Theta) \cdot \begin{pmatrix} X' \\ Y' \\ Z' \end{pmatrix} \quad (2-70)$$

Die Rotationsmatrix R_{ges} ergibt sich aus den Einzelrotationen R_1, R_2 und R_3 um die jeweilige Achse (vgl. HECK 2003):

Drehung um X-Achse:

$$R_1 = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & \cos(\Phi) & \sin(\Phi) \\ 0 & -\sin(\Phi) & \cos(\Phi) \end{bmatrix} \quad (2-71)$$

Drehung um Y-Achse:

$$R_2 = \begin{bmatrix} \cos(\Theta) & 0 & -\sin(\Theta) \\ 0 & 1 & 0 \\ \sin(\Theta) & 0 & \cos(\Theta) \end{bmatrix} \quad (2-72)$$

Drehung um Z-Achse

$$R_3 = \begin{bmatrix} \cos(\Psi) & \sin(\Psi) & 0 \\ -\sin(\Psi) & \cos(\Psi) & 0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (2-73)$$

In den nachfolgenden Beispielen wird immer ein mathematisch ausgerichtetes Koordinatensystem als lokales und globales Koordinatensystem benutzt, wie es im Maschinenbau üblich ist. Bei der Drehung um die Achsen ist zu beachten, dass die Achsen des lokalen und übergeordneten Koordinatensystems gleichsinnig ausgerichtet sind. Die Rotationsmatrix der nachfolgenden Beispiele ergibt sich aus einer Drehung um die Z-Achse, einer Drehung um die X-Achse und einer Drehung um die Y-Achse.

$$R_{ges} = R_2 \cdot R_1 \cdot R_3 \quad (2-74)$$

Das heißt es wird zunächst um den Gierwinkel gedreht, um das Werkzeug im übergeordneten System in der Horizontalebene zu orientieren. Danach wird über den Rollwinkel die Neigung des Werkzeuges bzgl. der horizontalen XY-Ebene angebracht. Und abschließend wird eine eventuelle Verkipfung des Werkzeuges in der vertikalen XZ-Ebene korrigiert. Diese Abfolge ergibt sich aus der Ausrichtung der Koordinatenachsen in Bezug zum Werkzeug. Für die unten aufgeführten Beispiele werden vereinfachte geometrische Beschreibungen der Werkzeuge benutzt, da diese lediglich das grundsätzliche Vorgehen erläutern sollen und sich Werkzeuge an den jeweiligen Baumaschinen unterscheiden können. Die aufgeführten Beispiele werden später für eine Genauigkeitsuntersuchung durch den Einsatz unterschiedlicher Sensoren herangezogen. Die Beschreibung dieser Sensoren und deren Einsatz im Regelkreis findet in Kapitel 3 statt.

Planierraupe

Als erstes Beispiel wird die geometrische Beschreibung eines Schildes einer Planierraupe gezeigt. Im angenommenen Fall werden zwei 3D-Positionen auf zwei unabhängigen Mastspitzen gemessen (vgl. Abbildung 32), die auf dem Schild angebracht sind. Aus diesen Positionen wird nun die Werkzeuglage im übergeordneten Koordinatensystem abgeleitet. Wie bereits oben erwähnt, müssen zunächst die Punkte definiert werden, von denen die Sollabweichung berechnet werden soll. Im Fall einer Planierraupe sind dies die äußeren zwei Punkte $P1$ und $P2$ ihres Schildes. Zur Berechnung dieser Punkte werden diese zunächst in einem lokalen Koordinatensystem beschrieben. Aus Gründen der Einfachheit bietet es sich an, die lokale Z' -Achse durch einen der beiden Masten zu legen. Hier wird Mast 1 mit der Höhe h_1 gewählt. Die Y' -Achse kann dann parallel zur unteren Kante des Planierschildes ausgerichtet werden und die X' -Achse ergibt sich als Normale zur $Z'Y'$ -Ebene durch den gemessenen Punkt P_{gem1} , in dem die erste Position gemessen wird. Als beschreibende Parameter des Schildes werden, wie in Abbildung 32 zu sehen, die Höhe der Masten h_1 , den Versatz zur Unterkante des Schildes q , die Höhe des Planierschildes h_2 , der Abstand d zwischen den beiden Masten und der Versatz b_i von den Masten zu den äußeren Punkten des Planierschildes benutzt. Daraus ergeben sich folgende lokale Koordinaten:

$$P1_{lokal} = \begin{pmatrix} q \\ -b_1 \\ -(h_1 + h_2) \end{pmatrix} \quad (2-75)$$

$$P2_{lokal} = \begin{pmatrix} q \\ d + b_2 \\ -(h_1 + h_2) \end{pmatrix} \quad (2-76)$$

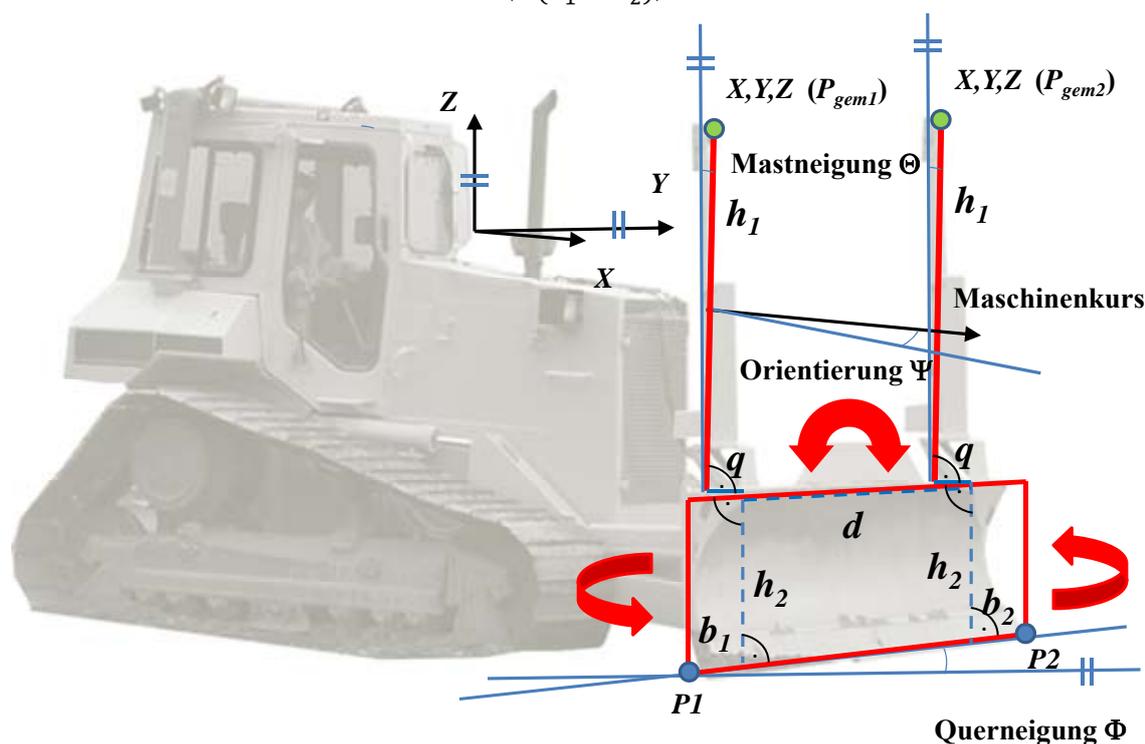


Abbildung 32: Geometrische Beschreibung eines Planierraupenschildes
(nach TRIMBLE® 2003, TRIMBLE® 2007a und KÖNIG 2008)

Aus den gemessenen Positionen P_{gem1} und P_{gem2} lassen sich mit (2-77) die Querneigung Φ und mit (2-78) die Schildorientierung Ψ berechnen. Dabei muss beachtet werden, dass sich die berechnete Schildorientierung auf die lokale Y' -Achse bezieht. Da sich der Drehwinkel Ψ aber auf die lokale X' -Achse beziehen muss, wird bei der Berechnung in (2-78) $\frac{\pi}{2}$ von der berechneten Schildorientierung abgezogen.

$$\Phi = \arcsin \left(\frac{(Z_{gem2} - Z_{gem1})}{\sqrt{(X_{gem2} - X_{gem1})^2 + (Y_{gem2} - Y_{gem1})^2 + (Z_{gem2} - Z_{gem1})^2}} \right) \quad (2-77)$$

$$\Psi = \arctan \left(\frac{(Y_{gem2} - Y_{gem1})}{(X_{gem2} - X_{gem1})} \right) - \frac{\pi}{2} \quad (2-78)$$

Zur Steigerung der Genauigkeit wird zusätzlich die Mastneigung Θ gemessen, wodurch Fehlereinflüsse durch die Schiefe des Mastes berücksichtigt werden. Mit den drei Winkeln und den gemessenen Positionen ist das Werkzeug nun vollständig im Raum beschrieben. Durch Anwendung von (2-70) ergeben sich für die Punkte $P1$ und $P2$ folgende Gleichungen im übergeordneten Koordinatensystem:

$$\begin{aligned} X_{P1} = & X_{gem1} + q_1 \cdot (\cos(\Psi) \cdot \cos(\Theta) - \sin(\Theta) \cdot \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi)) \\ & + b_1 \cdot (\sin(\Psi) \cdot \cos(\Phi)) \\ & - (h_1 + h_3) \cdot (\cos(\Psi) \cdot \sin(\Theta) + \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta)) \end{aligned} \quad (2-79)$$

$$\begin{aligned} Y_{P1} = & Y_{gem1} + q_1 \cdot (\sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta) + \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \sin(\Theta)) \\ & - b_1 \cdot (\cos(\Psi) \cdot \cos(\Phi)) \\ & - (h_1 + h_3) \cdot (\sin(\Psi) \cdot \sin(\Theta) - \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \cos(\Theta)) \end{aligned} \quad (2-80)$$

$$\begin{aligned} Z_{P1} = & Z_{gem1} - q_1 \cdot (\sin(\Theta) \cdot \cos(\Phi)) \\ & - b_1 \cdot (\sin(\Phi)) \\ & - (h_1 + h_3) \cdot (\cos(\Phi) \cdot \cos(\Theta)) \end{aligned} \quad (2-81)$$

$$\begin{aligned} X_{P2} = & X_{gem1} + q_2 \cdot (\cos(\Psi) \cdot \cos(\Theta) - \sin(\Theta) \cdot \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi)) \\ & - (d + b_2) \cdot (\sin(\Psi) \cdot \cos(\Phi)) \\ & - (h_1 + h_3) \cdot (\cos(\Psi) \cdot \sin(\Theta) + \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta)) \end{aligned} \quad (2-82)$$

$$\begin{aligned} Y_{P2} = & Y_{gem1} + q_2 \cdot (\sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta) + \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \sin(\Theta)) \\ & + (d + b_2) \cdot (\cos(\Psi) \cdot \cos(\Phi)) \\ & - (h_1 + h_3) \cdot (\sin(\Psi) \cdot \sin(\Theta) - \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \cos(\Theta)) \end{aligned} \quad (2-83)$$

$$\begin{aligned} Z_{P2} = & Z_{gem1} - q_2 \cdot (\sin(\Theta) \cdot \cos(\Phi)) \\ & + (d + b_2) \cdot (\sin(\Phi)) \\ & - (h_1 + h_3) \cdot (\cos(\Phi) \cdot \cos(\Theta)) \end{aligned} \quad (2-84)$$

Alternativ kann $P2$ auch über den zweiten gemessenen Punkt P_{gem2} berechnet werden. Die Z' -Achse wird dann durch den Mast von P_{gem2} gelegt. Die Ausrichtungen der anderen Achsen orientieren sich wie zuvor. Die lokalen Koordinaten von $P2$ ergeben sich wie folgt:

$$P2_{lokal} = \begin{pmatrix} q \\ b_2 \\ -(h_1 + h_2) \end{pmatrix} \quad (2-85)$$

Im übergeordneten Koordinatensystem ergeben sich für die Koordinaten von $P2$ folgende Gleichungen:

$$\begin{aligned} X_{P2} = & X_{gem2} + q \cdot (\cos(\Psi) \cdot \cos(\Theta) - \sin(\Theta) \cdot \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi)) \\ & - b_2 \cdot (\sin(\Psi) \cdot \cos(\Phi)) \\ & - (h_1 + h_2) \cdot (\cos(\Psi) \cdot \sin(\Theta) + \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta)) \end{aligned} \quad (2-86)$$

$$\begin{aligned} Y_{P2} = & Y_{gem2} + q \cdot (\sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta) + \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \sin(\Theta)) \\ & + b_2 \cdot (\cos(\Psi) \cdot \cos(\Phi)) \\ & - (h_1 + h_2) \cdot (\sin(\Psi) \cdot \sin(\Theta) - \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \cos(\Theta)) \end{aligned} \quad (2-87)$$

$$\begin{aligned}
 Z_{P2} = Z_{gem2} &- q \cdot (\sin(\Theta) \cdot \cos(\Phi)) \\
 &+ b_2 \cdot (\sin(\Phi)) \\
 &- (h_1 + h_2) \cdot (\cos(\Phi) \cdot \cos(\Theta))
 \end{aligned}
 \tag{2-88}$$

Motorgrader

In diesem Beispiel wird die geometrische Beschreibung eines Graderschildes gezeigt. Im Gegensatz zum vorigen Beispiel wird hier nur eine 3D-Position an einer Mastspitze gemessen (vgl. Abbildung 33). Der Mast selbst ist an der Seite des Graderschildes angebracht. Die zur weiteren Beschreibung des Werkzeuges wichtigen Raumwinkel müssen mit Hilfe zusätzlicher Sensoren gemessen werden. Auch hier werden zunächst die Punkte am Werkzeug definiert, die für die Berechnung der Sollabweichung herangezogen werden sollen. Dies sind wie beim vorigen Beispiel die beiden Außenpunkte des Schildes (vgl. STEMPFHUBER/INGENSAND 2008). Auch hier bietet es sich an, für die lokalen Koordinaten die Z'-Achse durch den Mast zu legen und die Y'-Achse parallel zur unteren Kante des Graderschildes. Im gezeigten Beispiel wird die Y'-Achse durch die untere Kante des Graderschildes gelegt, was jedoch nur möglich ist, wenn sich Mastachse und Schildunterkante auch bautechnisch treffen. Ist das nicht der Fall muss dies durch Einführung weiterer beschreibender Parameter in den lokalen Koordinaten berücksichtigt werden. Die X'-Achse ergibt sich, wie im vorherigen Beispiel gezeigt. Als beschreibende Parameter des Werkzeuges sind in diesem Fall nur die Höhe des Mastes h und die Breite des Schildes b zu sehen. Daraus ergeben sich für die lokalen Koordinaten der beiden Punkte $P1_{lokal}$ und $P2_{lokal}$:

$$P1_{lokal} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \\ -h \end{pmatrix}
 \tag{2-89}$$

$$P2_{lokal} = \begin{pmatrix} 0 \\ b \\ -h \end{pmatrix}
 \tag{2-90}$$

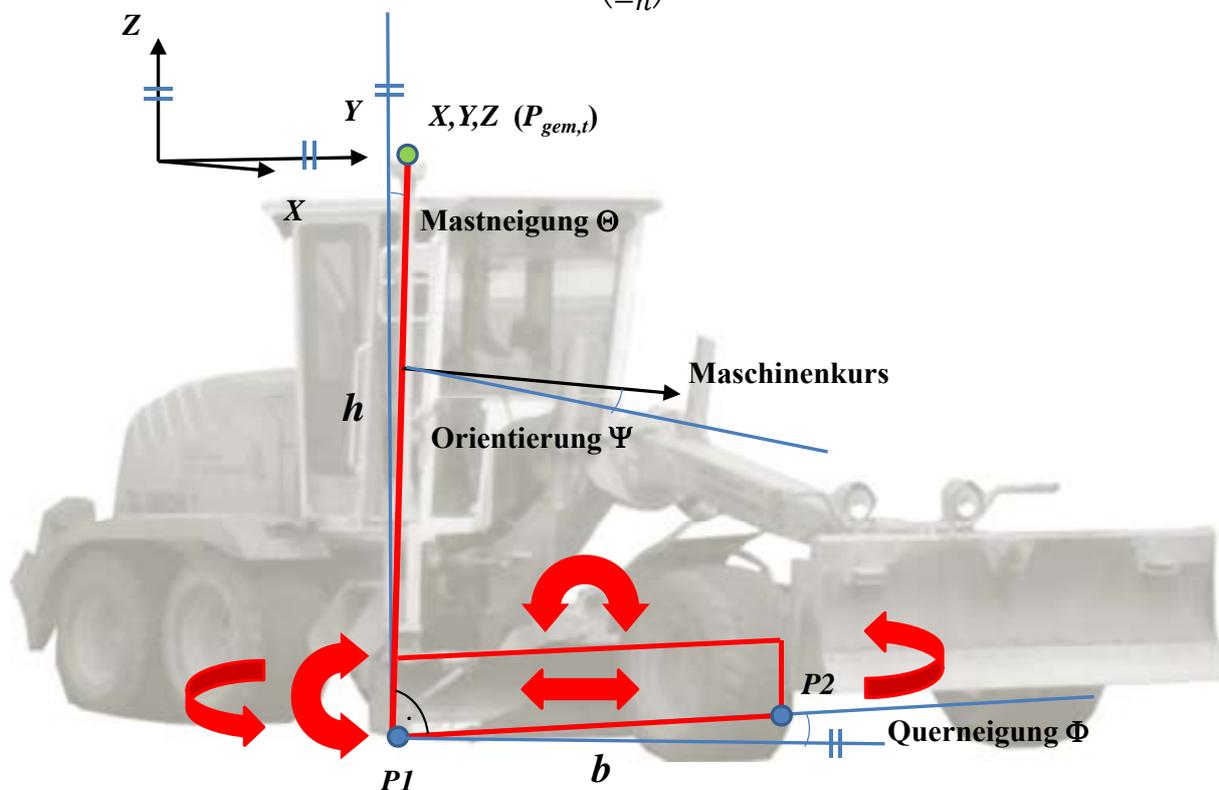


Abbildung 33: Geometrische Beschreibung eines Graderschildes
(nach STEMPFHUBER/INGENSAND 2008, TRIMBLE® 2007a und KÖNIG 2008)

Für die Orientierung des Werkzeuges in der XY-Ebene des übergeordneten Koordinatensystems bietet es sich an, die lokale Schildorientierung bzgl. der Fahrzeuglängsachse des Motorgrades zu bestimmen. Dabei sollte der Winkel ψ_{Schild} der lokalen Schildorientierung null sein, wenn die Unterkante des Graderschildes lotrecht zur Fahrzeuglängsachse steht. Durch die Orientierung des Maschinenkurses, der in dieselbe Richtung wie die Fahrzeuglängsachse zeigt und der gemessenen Schildorientierung ψ_{Schild} lässt sich durch Addition dieser beiden Winkel die absolute Schildorientierung bzgl. des übergeordneten Koordinatensystems mit (2-91) berechnen. Der Maschinenkurs berechnet sich im einfachsten Fall aus der Position P_{gem} , zum aktuellen Zeitpunkt t und der um eine Epoche zurückliegenden Position $P_{gem,-1}$ zum Zeitpunkt $t-1$.

$$\Psi = \arctan\left(\frac{(Y_{gem,t} - Y_{gem,t-1})}{(X_{gem,t} - X_{gem,t-1})}\right) + \psi_{Schild} \quad (2-91)$$

Durch Einsetzen der lokalen Koordinaten und der Winkel der absoluten Schildorientierung Ψ und den durch Sensoren bekannten Winkeln der Querneigung des Schildes Φ und der Mastneigung Θ in (2-70), ergeben sich für die gesuchten Werkzeugpunkte $P1$ und $P2$ die folgenden Gleichungen:

$$X_{P1} = X_{gem,t} - h \cdot (\cos(\Psi) \cdot \sin(\Theta) + \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta)) \quad (2-92)$$

$$Y_{P1} = Y_{gem,t} + h \cdot (\sin(\Psi) \cdot \sin(\Theta) - \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \cos(\Theta)) \quad (2-93)$$

$$Z_{P1} = Z_{gem,t} - h \cdot (\cos(\Phi) \cdot \cos(\Theta)) \quad (2-94)$$

$$X_{P2} = X_{gem,t} - b \cdot (\sin(\Psi) \cdot \cos(\Phi)) - h \cdot (\cos(\Psi) \cdot \sin(\Theta) + \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta)) \quad (2-95)$$

$$Y_{P2} = Y_{gem,t} + b \cdot (\cos(\Psi) \cdot \cos(\Phi)) + h \cdot (\sin(\Psi) \cdot \sin(\Theta) - \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \cos(\Theta)) \quad (2-96)$$

$$Z_{P2} = Z_{gem,t} + b \cdot (\sin(\Phi)) - h \cdot (\cos(\Phi) \cdot \cos(\Theta)) \quad (2-97)$$

Asphaltfertiger (Schwarzdeckenfertiger)

Als letztes Beispiel wird die geometrische Beschreibung einer Einbaubohle eines Asphaltfertigers gezeigt. Abgeleitet von MEYER (2002) lassen sich zwei grundlegende Unterschiede zu der Beschreibung eines Planierschildes feststellen. Zum einen ist die Bohle in der XY-Ebene immer senkrecht zur Orientierung Ψ des Maschinenkurses ausgerichtet. Zum anderen ist durch verwenden einer sogenannten Ausziehbohle die Abmessung der Bohlenbreite variabel. Zusätzliche Seitenteile zur Verbreiterung der Bohle werden hier nicht berücksichtigt. Das bedeutet, die Orientierung der Bohle muss nicht zusätzlich gemessen werden, jedoch müssen für die Ausziehbohle die Änderungen der verschiebbaren Bohlenseitenteile erfasst werden. Die zu definierenden Werkzeugpunkte $P1$ und $P2$ sind demnach im Schnittpunkt an den Innenseiten der beiden Bohlenseitenbleche und der Unterkante der Glättbohle (vgl. Kapitel 2.2.1 Abbildung 29). Das lokale Koordinatensystem wird wie in den Beispielen zuvor ausgerichtet. Die Z'-Achse wird durch den Mast gelegt, welcher z.B. auf einem der beiden Bohlenzugarme befestigt ist (vgl. Abbildung 34).

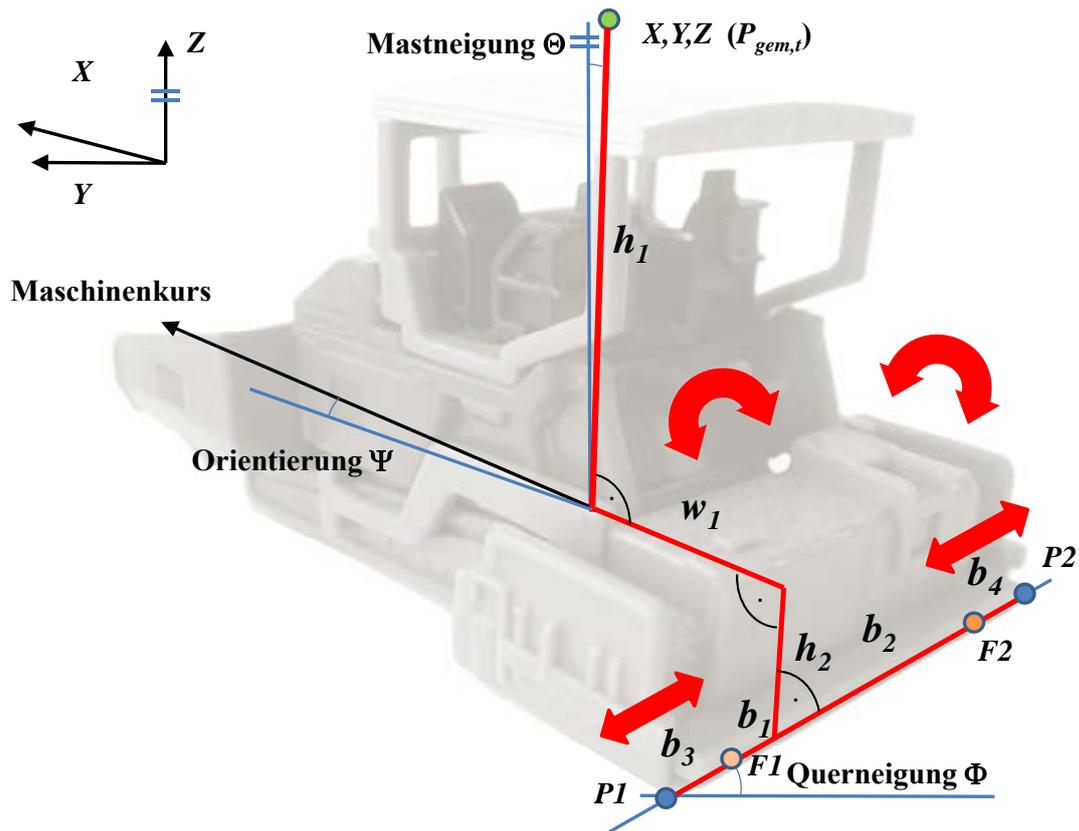


Abbildung 34: Geometrische Beschreibung einer Bohle
(nach MEYER 2002, VÖGELE 2011 und KÖNIG 2008)

Die Y' -Achse wird wieder parallel zur Hinterkante der Bohle definiert und die X' -Achse ergibt sich wie zuvor als Normale zur $Y'Z'$ -Ebene durch den Punkt P_{gem1} , wo die Position gemessen wird. Durch die beschreibenden Parameter Masthöhe h_1 , Bohlenhöhe h_2 , Bohlenlänge w_1 , den statischen Teilstücken der Bohlenbreite b_1 und b_2 und den flexiblen Teilstücken der Bohlenbreite b_3 und b_4 ergeben sich für die lokalen Koordinaten der Punkte $P1$ und $P2$:

$$P1_{lokal} = \begin{pmatrix} -w_1 \\ b_1 + b_3 \\ -(h_1 + h_2) \end{pmatrix} \quad (2-98)$$

$$P2_{lokal} = \begin{pmatrix} -w_1 \\ -(b_2 + b_4) \\ -(h_1 + h_2) \end{pmatrix} \quad (2-99)$$

Für die absolute Orientierung Ψ der Baumaschine in der Horizontalen muss zunächst wieder der Maschinenkurs, wie im Beispiel zuvor, mit (2-91) bestimmt werden. Dabei bleibt die Orientierung des Schildes unberücksichtigt. Die Winkel für die Bohlenquerneigung Φ und die Mastneigung Θ ergeben sich wieder aus Sensormessungen. Die genannten Winkel und die gemessene Position der Mastspitze eingesetzt in (2-70) ergeben für die Punkte $P1$ und $P2$ im übergeordneten Koordinatensystem die folgenden Gleichungen:

$$X_{P1} = X_{gem,t} - (w_1) \cdot (\cos(\Psi) \cdot \cos(\Theta) - \sin(\Theta) \cdot \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi)) - (b_1 + b_3) \cdot (\sin(\Psi) \cdot \cos(\Phi)) - (h_1 + h_2) \cdot (\cos(\Psi) \cdot \sin(\Theta) + \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta)) \quad (2-100)$$

$$Y_{P1} = Y_{gem,t} - (w_1) \cdot (\sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta) + \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \sin(\Theta)) + (b_1 + b_3) \cdot (\cos(\Psi) \cdot \cos(\Phi)) - (h_1 + h_2) \cdot (\sin(\Psi) \cdot \sin(\Theta) - \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \cos(\Theta)) \quad (2-101)$$

$$Z_{P1} = Z_{gem,t} + (w_1) \cdot (\sin(\Theta) \cdot \cos(\Phi)) \quad (2-102)$$

$$+ (b_1 + b_3) \cdot (\sin(\Phi))$$

$$- (h_1 + h_2) \cdot (\cos(\Phi) \cdot \cos(\Theta))$$

$$X_{P2} = X_{gem,t} - (w_1) \cdot (\cos(\Psi) \cdot \cos(\Theta) - \sin(\Theta) \cdot \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi)) \quad (2-103)$$

$$+ (b_2 + b_4) \cdot (\sin(\Psi) \cdot \cos(\Phi))$$

$$- (h_1 + h_2) \cdot (\cos(\Psi) \cdot \sin(\Theta) + \sin(\Phi) \cdot \sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta))$$

$$Y_{P2} = Y_{gem,t} - (w_1) \cdot (\sin(\Psi) \cdot \cos(\Theta) + \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \sin(\Theta)) \quad (2-104)$$

$$- (b_2 + b_4) \cdot (\cos(\Psi) \cdot \cos(\Phi))$$

$$- (h_1 + h_2) \cdot (\sin(\Psi) \cdot \sin(\Theta) - \cos(\Psi) \cdot \sin(\Phi) \cdot \cos(\Theta))$$

$$Z_{P2} = Z_{gem,t} + (w_1) \cdot (\sin(\Theta) \cdot \cos(\Phi)) \quad (2-105)$$

$$- (b_2 + b_4) \cdot (\sin(\Phi))$$

$$- (h_1 + h_2) \cdot (\cos(\Phi) \cdot \cos(\Theta))$$

2.3 Integration der Modelle in das Kalman-Filter

2.3.1 Grundlagen des im Simulator genutzten Kalman-Filters

Das Kalman-Filter ist in den Ingenieurwissenschaften ein sehr verbreiteter Auswertalgorithmus zur Schätzung von Zuständen dynamischer Systeme. Eingeführt wurde dieser Algorithmus von Rudolf Emil Kalman (KALMAN 1960). Da in dieser Arbeit kein neuer Ansatz der Kalman-Filterung untersucht wird, sondern lediglich auf bereits vorhandene Ansätze zurückgegriffen wird, wird auf eine Herleitung verzichtet. Die nachfolgenden Gleichungen sind den Arbeiten von EICHHORN (2005) und RAMM (2008) entnommen. Vertiefende Informationen zur Kalman-Filterung findet man neben den genannten Arbeiten in GELB (1974) oder für den geodätischen Bereich in WELSCH ET AL. (2000). Das Kalman-Filter wird in Regelkreisen, ebenso wie in der Geodäsie, zur Berechnung von Systemzuständen verwendet. Es fungiert hierbei z.B. als Beobachter in einem Zustandsregler, bei dem nicht gemessene Zustandsgrößen geschätzt werden und an den Regler zurückgeführt werden. Informationen zur Zustandsregelung finden sich z.B. in LUNZE (2010b). Im Simulator erfüllt das Kalman-Filter den Zweck der Messwertfilterung. In diesem Kapitel wird zunächst der verwendete Algorithmus des Kalman-Filters gezeigt und anschließend die adaptierten Algorithmen für den Simulator vorgestellt.

Der nachfolgende Algorithmus bezieht sich auf das digitale Kalman-Filter. Dies bedeutet es wird von einer diskreten Systembeschreibung ausgegangen und von Messwerten die zu diskreten Zeitpunkten beobachtet werden. Aus den oben genannten Arbeiten ist bekannt, dass das Kalman-Filter eine optimale Schätzung der Zustandsgrößen für lineare System- und Messgleichungen ausgibt. Wie in RAMM (2008) erfolgt auch in dieser Arbeit die Modellierung der Fahrzeugbewegung rein geometrisch. Grundlagen hierfür werden z.B. in AUSSEMS (1999) und EICHHORN (2005) gegeben. Die nachfolgenden Gleichungen für das Kalman-Filter entsprechen der in der Geodäsie gebräuchlichen Darstellung (vgl. WELSCH ET AL. 2000, EICHHORN 2005).

Wie in EICHHORN (2005) beschrieben, erfolgt die Beschreibung des Systemzustandes mit dem wahren Zustandsvektor \tilde{x} und dem wahren Stellgrößenvektor \tilde{u} in allgemeiner Form mit:

$$\tilde{x}_{k+1} = T \cdot \tilde{x}_k + B \cdot \tilde{u}_k + S \cdot w_k. \quad (2-106)$$

Dabei erfolgt die Modellierung des Übertragungsverhaltens mit der Transitionsmatrix T von einem Zeitpunkt t_k auf einen Zeitpunkt t_{k+1} . Der deterministische Einfluss der Stellgröße \tilde{u}_k auf das Übertragungsverhalten wird mit der Stellgrößenmatrix B beschrieben. Äußere Einflüsse w_k , die störend auf das System wirken, werden mit der Störgrößenmatrix S beschrieben. Hierbei werden deterministisch nicht modellierte und meist nicht modellierbare Ereignisse berücksichtigt. Der Übergang, der aus Kapitel 1.3.1 bekannten Darstellung des Zustandsraums, in die Beschreibung des Systemzustandes von Gleichung (2-106) wird z.B. in EICHHORN (2005) ausführlich erläutert.

Der funktionale Zusammenhang zwischen den Beobachtungen l_{k+1} und den Zustandsgrößen \tilde{x}_{k+1} wird durch die Konfigurationsmatrix oder auch Designmatrix A gegeben:

$$l_{k+1} = A \cdot \tilde{x}_{k+1}. \quad (2-107)$$

Um nicht-lineare Modelle ebenfalls in dem hier gezeigten Kalman-Filter verwenden zu können, müssen die System- und Beobachtungsgleichungen mittels einer Linearisierung durch eine Taylor-Reihen-Entwicklung am Linearisierungspunkt \hat{x}_k approximiert werden. Hier findet der Übergang zum sogenannten erweiterten Kalman-Filter statt (vgl. RAMM 2008). Approximationsungenauigkeiten werden stochastisch mit der Störgröße w_k berücksichtigt (vgl. (2-109)). Die Prädiktion für \bar{x}_{k+1} findet mit der folgenden Systemgleichung statt.

$$\bar{x}_{k+1} = T_{k+1,k} \cdot \hat{x}_k + B_{k+1,k} \cdot u_k. \quad (2-108)$$

Die Einflüsse der Störgrößen werden bei diesem Ansatz rein stochastisch betrachtet und modelliert. Für die Berechnung der Kovarianzmatrix der Prädiktion wird mittels Varianzfortpflanzung folgende Gleichung angesetzt:

$$\Sigma_{\bar{x}\bar{x},k+1} = T_{k+1,k} \cdot \Sigma_{\hat{x}\hat{x},k} \cdot T_{k+1,k}^T + B_{k+1,k} \cdot \Sigma_{uu,k} \cdot B_{k+1,k}^T + S_{k+1,k} \cdot \Sigma_{ww,k} \cdot S_{k+1,k}^T. \quad (2-109)$$

Die Schätzwerte der Zustandsgrößen \hat{x}_{k+1} für den Zeitpunkt t_{k+1} wird mit (2-110) berechnet. Man spricht hier von der Aufdatierung des Zustandsvektors.

$$\hat{x}_{k+1} = \bar{x}_{k+1} + K_{k+1} \cdot d \quad (2-110)$$

Die Berechnung der sogenannten Innovation d_{k+1} erfolgt mit den gemessenen Beobachtungen l_{k+1} und den aus dem prädizierten Zustandsvektor berechneten Beobachtungen.

$$d_{k+1} = l_{k+1} - A_{k+1} \cdot \bar{x}_{k+1} \quad (2-111)$$

Die Kofaktormatrix D_{k+1} und die Kalman-Verstärkungsmatrix K_{k+1} berechnen sich dabei aus:

$$D_{k+1} = Q_{ll,k+1} + A_{k+1} \cdot Q_{\bar{x}\bar{x},k+1} \cdot A_{k+1}^T \quad (2-112)$$

$$K_{k+1} = Q_{\bar{x}\bar{x},k+1} \cdot A_{k+1} \cdot D_{k+1}^{-1} \quad (2-113)$$

Hierbei ergibt sich das stochastische Modell für das Kalman-Filter unter Betrachtung von (2-108) zu:

$$\Sigma_{\bar{x}\bar{x},k+1} = \sigma_0^2 \cdot Q_{\bar{x}\bar{x},k+1} \quad (2-114)$$

$$\Sigma_{ll,k+1} = \sigma_0^2 \cdot Q_{ll,k+1} \quad (2-115)$$

Die Kofaktormatrix der aufdatierten Zustandsgröße für die Epoche $k + 1$ ist dann:

$$Q_{\hat{x}\hat{x},k+1} = Q_{\bar{x}\bar{x},k+1} - K_{k+1} \cdot D_{k+1} \cdot K_{k+1}^T \quad (2-116)$$

Die Verbesserungen berechnen sich dabei aus:

$$\begin{pmatrix} v_{\bar{x},k+1} \\ v_{l,k+1} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} K_{k+1} \\ -Q_{ll,k+1} \cdot Q_{dd,k+1}^{-1} \end{pmatrix} \cdot d_{k+1} \quad (2-117)$$

Zur Überprüfung des geschätzten und des berechneten Zustands wird in PELZER (1985) ein Verträglichkeitstest gegeben, der sich aus der Innovation d_{k+1} und der dazugehörigen Kofaktormatrix $Q_{dd,k+1}$ berechnet. Die Anzahl der Freiheitsgrade entspricht der Anzahl der Beobachtungen der jeweiligen Epoche.

$$\Theta_{k+1}^2 = \frac{d_{k+1}^T \cdot Q_{dd,k+1}^{-1} \cdot d_{k+1}}{\sigma_0^2} \sim \chi_{n_{l,k+1}}^2 |_{H_0} \quad (2-118)$$

$$H_0 = E\{d_{k+1}\} = 0$$

$$H_a = E\{d_{k+1}\} \neq 0$$

Ist der Test verträglich (H_0), ist kein Widerspruch zwischen System- und Modellgleichung nachzuweisen. Hierbei ist kein Eingriff für die weiteren Berechnungen notwendig. Versagt der Test (H_a), müssen entsprechende Gegenmaßnahmen eingeleitet werden (vgl. EICHHORN 2005). Die Ursachen für das Versagen können dabei die Beobachtungen selbst, die Prädiktion oder das stochastische Modell des Kalman-Filters sein.

2.3.2 Im Simulator eingesetzte Adaptionen des Kalman-Filters

Im Simulator werden zwei unterschiedliche Adaptionen des vorher gezeigten Kalman-Filters zur Filterung der gemessenen Koordinaten implementiert. Diese unterscheiden sich im jeweiligen benutzten funktionalen Modell. Bei den Filteransätzen wurde auf schnelle Berechnungszeiten geachtet, die eine Echtzeitanwendung ermöglichen. Im Folgenden werden zwei Varianten vorgestellt, jeweils mit Darstellung des implementierten funktionalen Modells.

Variante 1

Die erste Variante wurde bereits in SCHWIEGER/BEETZ (2007) vorgestellt. Sie beruht auf dem Ansatz von AUSSEMS (1999) und EICHHORN (2005). In EICHHORN (2005) konnte gezeigt werden, dass durch eine sogenannte „kausale Modifizierung“ des Kalman-Filters, direkt das kinematische Modell zur Prädiktion verwendet werden kann und nicht wie üblich, eine Differentialgleichung erster Ordnung zur Beschreibung des Zustands gelöst werden muss. Für die Prädiktion der Koordinaten werden hier zwei Zustände unterschieden. Einmal die Geradeausfahrt und einmal die Kurvenfahrt. Wie in AUSSEMS (1999) beschrieben, wird die Kurvenfahrt als Aneinanderreihung von Kurvenbögen gesehen. Die entsprechenden Gleichungen ergeben sich nach SCHWIEGER/BEETZ (2007), für die Geradeausfahrt (vgl. (2-7) und (2-8)):

$$\begin{aligned}\bar{Y}_{k+1} &= \hat{Y}_k + \sin(\phi_k) \cdot v \cdot \Delta t_{k+1} \\ \bar{X}_{k+1} &= \hat{X}_k + \cos(\phi_k) \cdot v \cdot \Delta t_{k+1};\end{aligned}$$

und für die Kurvenfahrt:

$$\bar{Y}_{k+1} = \hat{Y}_k + \cos(\phi_k) \cdot R_k \cdot (1 - \cos(\Delta\alpha_{k+1})) + \sin(\phi_k) \cdot R_k \cdot \sin(\Delta\alpha_{k+1}) \quad (2-119)$$

$$\bar{X}_{k+1} = \hat{X}_k - \sin(\phi_k) \cdot R_k \cdot (1 - \cos(\Delta\alpha_{k+1})) + \cos(\phi_k) \cdot R_k \cdot \sin(\Delta\alpha_{k+1}). \quad (2-120)$$

Die Berechnung der Orientierung ϕ wird in Kapitel 3.3.5 gesondert erklärt. Radius R_k und Winkeländerung $\Delta\alpha$ berechnen sich nach dem in Kapitel 2.1.4 vorgestellten Einspurmodell (ohne Schlupf):

$$R_k = \sqrt{\frac{l^2}{\tan^2 \cdot \delta_{V_k}} + l_h^2} \quad (2-121)$$

$$\Delta\alpha_{k+1} = \frac{v \cdot \Delta t_{k+1}}{R_k} \quad (2-122)$$

δ_{V_k} ...	Lenkwinkel vorn	R_k ...	resultierender Radius
l ...	Abstand zwischen Vorderachse und Hinterachse	l_h ...	Abstand zwischen Schwerpunkt und Hinterrad
v ...	Geschwindigkeit	Δt ...	Zeitspanne zwischen Epoche k und Epoche $k - 1$

Aus Umsetzungsgründen wird die Geschwindigkeit v aus den letzten 30 gemessenen Koordinatendifferenzen berechnet und als fehlerfrei angenommen. Da die Geschwindigkeit bei den in Kapitel 5 beschriebenen Messfahrten konstant gehalten wird, ist diese Vorgehensweise gerechtfertigt.

$$v_{ber} = \frac{\sum_{i=0}^{30} \sqrt{(Y_{k-i} - Y_{k-i+1})^2 + (X_{k-i} - X_{k-i+1})^2}}{\sum_{i=0}^{30} (t_{k-i} - t_{k-i+1})} \quad (2-123)$$

$Y, X \dots$ gemessene Koordinaten $t \dots$ Zeitpunkt der erfassten
Koordinaten

Die Orientierung ϕ wird nach den Gleichungen (3-34) bis (3-37) über die letzten 11 gemessenen Punkte berechnet. Als Beobachtungen gehen lediglich die gemessenen Koordinaten in das Kalman-Filter ein. Die Winkeländerung $\Delta\alpha$ und die Geschwindigkeit v werden als nicht fehlerbehaftet angesehen. Daraus resultiert, dass die Transitionsmatrix zur Einheitsmatrix wird, ebenso wie die Designmatrix A . Für die Berechnung der prädizierten Kovarianzmatrix $\Sigma_{\bar{x},k+1}$ ergibt sich dann nach SCHWIEGER/BEETZ (2007) unter Berücksichtigung der Kovarianzmatrix des geschätzten Zustandsvektors $\Sigma_{\hat{x},k}$ und der Unsicherheit des Prädiktionsmodells Σ_{sys} folgende Gleichung:

$$\Sigma_{\bar{x},k+1} = \begin{pmatrix} \sigma_{\bar{x},k+1}^2 & 0 \\ 0 & \sigma_{\bar{x},k+1}^2 \end{pmatrix} = \Sigma_{\hat{x},k} + \Sigma_{sys} = \begin{pmatrix} \sigma_{\hat{x},k}^2 & 0 \\ 0 & \sigma_{\hat{x},k}^2 \end{pmatrix} + \begin{pmatrix} \sigma_{sys}^2 & 0 \\ 0 & \sigma_{sys}^2 \end{pmatrix} \quad (2-124)$$

Die Innovation d ergibt sich durch die Zusammenführung der Prädiktion und des beobachteten Zustands.

$$d = \begin{pmatrix} d_x \\ d_y \end{pmatrix} = Y_{l,k+1} - \bar{Y}_{k+1} = \begin{pmatrix} X_{l,k+1} \\ Y_{l,k+1} \end{pmatrix} - \begin{pmatrix} \bar{X}_{k+1} \\ \bar{Y}_{k+1} \end{pmatrix} \quad (2-125)$$

Die aus der Aufdatierung nach (2-110) resultierenden geschätzten Koordinaten $\hat{Y}_{k+1}, \hat{X}_{k+1}$ gehen dann in der nächsten Epoche wieder als \hat{Y}_k, \hat{X}_k in die Berechnung ein.

Variante 2

Die zweite Variante hat prinzipiell den gleichen Aufbau wie die erste Variante. Änderungen ergeben sich jedoch in der Berechnung für die Prädiktion des nicht-linearen Modells innerhalb der Kreisbögen. Hier werden die Gleichungen (2-12) und (2-13) aus Kapitel 2 verwendet. Anders als bei der ersten Variante wird zusätzlich der Schwimmwinkel zur Prädiktion der Koordinaten verwendet. Dadurch soll eine zusätzliche Verbesserung der Positionsschätzung erreicht werden. Die Berücksichtigung des Schwimmwinkels wird im Simulator notwendig, da das Prisma zur Positionsbestimmung im geometrischen Zentrum angebracht ist und nicht wie bei dem Ansatz von AUSSEMS (1999) angenommen, in der Mitte der Hinterachse. Die Orientierung ϕ setzt sich somit aus der Fahrzeugorientierung ψ und dem Schwimmwinkel β zusammen. Grundsätzlich könnte natürlich auch die erste Variante entsprechend angepasst werden. Hier wird jedoch aus Gründen der Anschaulichkeit, im Gegensatz zu AUSSEMS (1999), der Weg direkt über das Tangentenpolygon gewählt, wobei die lokale und globale Betrachtung der Koordinaten entfällt, wie sie in EICHHORN (2005) durchgeführt wird. Im Ergebnis unterscheiden sich die beiden Varianten nicht, wenn der Schwimmwinkel $\beta_k = 0$ ist. Für die Berechnung der Prädiktion ergeben sich folgende Gleichungen:

$$\bar{Y}_{k+1} = \hat{Y}_k + \sin(\psi_k + \beta_k) \cdot \tan\left(\frac{v \cdot \Delta t}{2 \cdot R_k}\right) \cdot R_k + \sin\left(\psi_k + \beta_k + \frac{v \cdot \Delta t}{R_k}\right) \cdot \tan\left(\frac{v \cdot \Delta t}{2 \cdot R_k}\right) \cdot R_k \quad (2-126)$$

$$\bar{X}_{k+1} = \hat{X}_k + \cos(\psi_k + \beta_k) \cdot \tan\left(\frac{v \cdot \Delta t}{2 \cdot R_k}\right) \cdot R_k + \cos\left(\psi_k + \beta_k + \frac{v \cdot \Delta t}{R_k}\right) \cdot \tan\left(\frac{v \cdot \Delta t}{2 \cdot R_k}\right) \cdot R_k \quad (2-127)$$

Diese Variante wird im Simulator auch für die Filterung der Positionen im Fall der Raupe und eines heckgelenkten Fahrzeuges verwendet. Wie zu einem späteren Zeitpunkt in der Arbeit gezeigt wird, kann das vorgestellte Kalman-Filter für mehrere Fahrzeuge im Simulator verwendet werden. Als Voraussetzung hierfür muss die jeweilige Umrechnung der Stellgröße in einen Radius (vgl. Kapitel 2.1, Kapitel 4.2.5), außerhalb des Kalman-Filters durchgeführt werden. Dabei ist zu beachten, dass im Fall der Raupe der Schwimmwinkel zu Null wird. Die Berechnungen der Gleichungen (2-123) bis (2-125) werden bei dieser Variante ebenfalls durchgeführt.

3 Positionierungssysteme und Sensoren im Regelprozess der Baumaschinensteuerung

Im Bereich der Baumaschinensteuerung ist eine Vielzahl von Systemen unterschiedlicher Sensorkombinationen erhältlich. Die zu verwendenden Sensoren werden dabei je nach Bauaufgabe und Genauigkeitsanforderung entsprechend ausgewählt und in Regelkreisen integriert. In diesem Kapitel wird der Schwerpunkt auf den Regelprozess und die Auswahl der zu verwendenden Sensoren gelegt. Zunächst wird eine vertiefende Einführung in die Regelungstechnik gegeben. Dabei werden die für den Simulator eingesetzten Regler und Regelkreise vorgestellt. Anschließend wird ein Überblick über die am Markt erhältlichen Systeme zur Baumaschinensteuerung gegeben. Der Fokus liegt hier auf weitverbreitete Systeme zur Baumaschinensteuerung im Straßenbau. Im nächsten Schritt werden, die auf dem Markt erhältlichen Sensorarten und Sensorkombinationen im Bereich der Baumaschinensteuerung zur Messung von geometrischen Informationen kurz erklärt. Als Hilfsmittel für die Auswahl entsprechender Sensoren für eine definierte Aufgabe wird die lokale Sensitivitätsanalyse vorgestellt. Anschließend findet eine Genauigkeitsuntersuchung bezüglich der eingesetzten Sensoren am Beispiel einer Planierraupe und eines Asphaltfertigers statt. Am Ende werden die eingesetzten Sensoren im Simulator aufgeführt und hinsichtlich ihrer Einsatzfähigkeit untersucht.

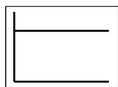
3.1 Der Regelprozess im Simulator

3.1.1 Übertragungsglieder in der Regelungstechnik

Wie in FÖLLINGER (1994) beschrieben, lassen sich dynamische Systeme, unabhängig ihrer physikalischen Beschaffenheit auch in Blöcken mit Eingangs- und Ausgangsgrößen darstellen. Dies hat den Vorteil, dass sich auch sehr komplexe dynamische Systeme auf verschiedene Grundtypen zurückführen oder auch aus Grundtypen kombinieren lassen. Im Prinzip wird dabei nur die Beziehung zwischen Eingangs- und Ausgangssignal untersucht. Durch Aufschalten eines bestimmten Eingangssignals ergibt sich die Übertragungsfunktion des Übertragungsgliedes, auch Sprungantwort genannt. Wird es möglich das dynamische System durch ein oder mehrere Übertragungsglieder zu beschreiben, können zum Teil direkt die entsprechenden Regler abgeleitet werden. In der Regelungstechnik werden zur Identifizierung von dynamischen Systemen (Strecken) oft sogenannte Sprungversuche durchgeführt. Im Folgenden werden nun die vier wichtigsten Übertragungsglieder mit der entsprechenden Beschreibung, Symbol im Regelkreis und Funktionalbeziehung aus BUSCH (2009) aufgeführt:

P-Glied

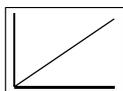
Bei P-Gliedern ist das Ausgangssignal proportional zum Eingangssignal. Ändert sich hier die Eingangsgröße, erfolgt die daraus resultierende Änderung der Ausgangsgröße ohne zeitlichen Verzug.



$$y(t) = K_p \cdot x(t) \quad (3-1)$$

I-Glied

Für I-Glieder gilt, dass sich die Geschwindigkeit der Ausgangsgrößenänderung proportional zu der Geschwindigkeit der Eingangsgrößenänderung verhält. Auch hier findet die Reaktion der Ausgangsgröße ohne zeitlichen Verzug statt.



$$y(t) = K_I \int_0^t x(t) dt \quad (3-2)$$

D-Glied

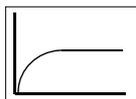
Die Ausgangsgröße ist beim D-Glied proportional zur Änderung seiner Eingangsgröße.



$$y(t) = K_D \cdot \dot{x}(t) \quad (3-3)$$

T_1 -Glied (Verzögerungsglied)

Der sich ergebende Wert der Ausgangsgröße aus der Eingangsgrößenänderung wird erst nach einer zeitlichen Verzögerung erreicht. Die Ursache hierfür ist ein Energiespeicher.



$$T\dot{y} + y(t) = K_P \cdot x(t) \quad (3-4)$$

$y(t)$... Ausgangsgröße

K_i ... Übertragungskonstante

$x(t)$... Eingangsgröße

T ... Zeitkonstante

Durch die Hintereinander- und Parallelschaltung, der oben aufgeführten Übertragungsglieder, lassen sich, wie schon erwähnt, verschiedene dynamische Systeme (Strecken) über das Ausgangssignal beschreiben. Die einzelnen Übertragungsglieder können in der Theorie auch einzeln betrachtet werden. Daraus ergibt sich dann z.B. eine P-Strecke. In der Realität weisen für gewöhnlich die Systeme aber immer auch eine zeitliche Verzögerung auf. Aus den dargestellten Übertragungsgliedern ergeben sich nun im Folgenden die später im Simulator eingesetzten Regler.

3.1.2 Allgemeine Beschreibung der verwendeten Regler

In der hier vorgelegten Arbeit soll ein Simulator erstellt werden, der es erlaubt, verschiedene Regler mit unterschiedlichen Filteralgorithmen in Echtzeit zu testen. Sie hat nicht das Ziel neue Regler zu entwickeln. Um dennoch den Nachweis zu erbringen, dass im späteren Simulator verschiedene Regler evaluiert werden können, wird im Simulator auf bekannte Regler zurückgegriffen, die in der Industrie weit verbreitet sind. Hierzu zählt neben dem sogenannten Drei-Punkt-Regler auch der P-, PI-, PD-, PID-Regler. Da diese Regler ohne Modellierung der Regelstrecke arbeiten, spricht man auch von einem „nicht modellbasierten Ansatz“ (vgl. KRAMER 2008). Beispiele für die erfolgreiche Verwendung eines PID-Reglers und eines PD-Reglers zur Querregelung eines Fahrzeugs sind in SÖHNITZ (2001) oder in KEHL (2007) zu finden. Neuere Ansätze im Fahrzeugbereich verwenden Zustandsregler wie sie z.B. in KRAMER (2008) beschrieben werden. Auf diese Art der Regelung wird in dieser Arbeit nicht näher eingegangen.

Grundsätzlich soll nach BERGER (2001) eine Regelung eine bleibende Regelabweichung in endlicher Zeit und vorgegebenem Einschwingverhalten abbauen. Hierbei spricht man von gutem Führungsverhalten, wenn der Regelkreis beide Kriterien erfüllt. Hat der Regler zusätzlich die Eigenschaften, dass Störungen keinen Einfluss auf das stationäre bzw. wenig Einfluss auf das dynamische Verhalten der Regelgröße $y(t)$ haben, so spricht man zusätzlich von gutem Störverhalten.

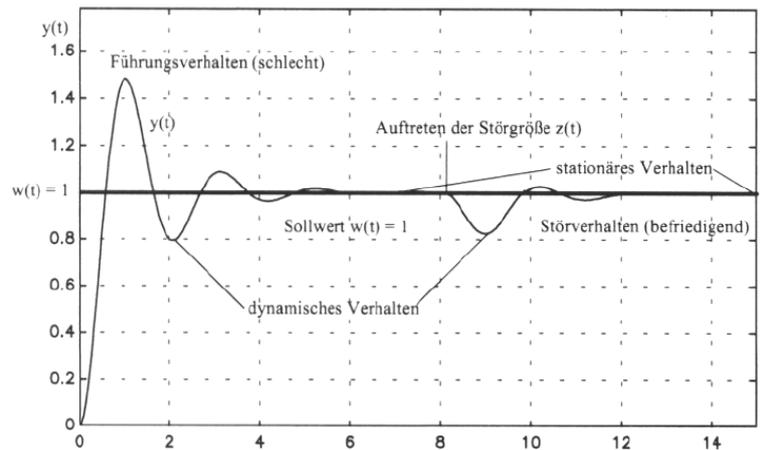


Abbildung 35: Dynamisches und stationäres Verhalten des Regelkreises (BERGER 2001)

In Abbildung 35 werden die unterschiedlichen Verhaltensformen dargestellt. Erreicht der Regler den vorgegebenen Sollwert und verbleibt dort, spricht man von stationärem Verhalten. Tritt durch eine Störung eine Abweichung vom Sollwert auf, wird von dynamischen Verhalten gesprochen. Nach BERGER (2001) werden zwei grundsätzliche Arten der Regelung unterschieden. Zum einen die Festwertregelung oder Störgrößenregelung und zum anderen die Folgeregelung. Dabei ist bei der Festwertregelung die Führungsgröße zeitlich konstant. Hierbei werden nur die Störungen vermindert bzw. beseitigt. Bei der Folgeregelung ist der Wert der Führungsgröße nicht konstant. Es tritt eine Änderung über die Zeit auf. Zusätzlich zu den Störungen soll hier die Regelgröße so gut wie möglich der Führungsgröße angepasst werden. In LUNZE (2010a) werden noch weitere Arten der Regelung beschrieben, die für diese Arbeit jedoch nicht relevant sind. Im weiteren Verlauf werden nun die im Simulator implementierten Regler erklärt. Für die allgemeine Beschreibung der Regler erfolgt die Darstellung zeitkontinuierlich.

Dreipunktregler

Der einfachste, im Simulator implementierte Regler ist der unten aufgeführte Dreipunktregler. Er zählt zu den unstetigen Reglern, da dieser nicht stufenlos eine bestimmte Stellgröße einstellen bzw. berechnen kann. Im Prinzip kennt der Dreipunktregler drei Zustände auf die er, entsprechend seinen Vorgaben, reagiert. Zum besseren Verständnis wird in Abbildung 36 die Kennlinie eines Dreipunktreglers gezeigt.

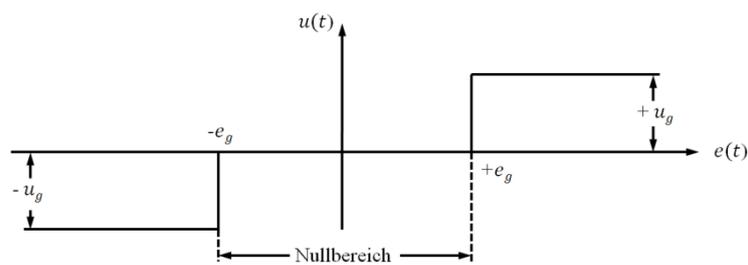


Abbildung 36: Kennlinie 3-Punkt-Regler (nach MANN ET AL. 2005 und SCHWIEGER/BEETZ 2007)

Eine Stellgröße $-u_g$ wird ausgegeben, wenn die Regelabweichung $e(t) < -e_g$ ist. Eine Stellgröße $+u_g$ wird ausgegeben, wenn $e(t) > +e_g$. Im Intervall zwischen $-e_g$ und $+e_g$ wird $u(t)$ zu Null gesetzt. Daraus ergibt sich ein Reglergesetz, dass aus drei Fällen besteht (vgl. BUSCH 2009).

$$\begin{aligned}
 \text{Fall 1:} & \quad -e_g \leq e(t) \leq +e_g \Rightarrow u(t) = 0 \\
 \text{Fall 2:} & \quad e(t) < -e_g \Rightarrow u(t) = -u_g \\
 \text{Fall 3:} & \quad e(t) > +e_g \Rightarrow u(t) = +u_g
 \end{aligned} \tag{3-5}$$

Wird der Nullbereich auf eine Größe reduziert, also auf einen Schwellwert zusammengefasst, entsteht ein Zweipunktregler. Dieser wird hier jedoch nicht weiter ausgeführt. Nach MERZ/JASCHEK (2003) kann bei geeigneter Auslegung des Dreipunktreglers, näherungsweise das Verhalten eines PI-Reglers erreicht werden. Der Dreipunktregler wird bei den späteren Testfahrten nicht mehr zum Einsatz kommen und sei hier nur der Vollständigkeit halber genannt. Ergebnisse mit diesem Regler und dem später beschriebenen Simulator sind bei SCHWIEGER/BEEZ (2007) und BEEZ/SCHWIEGER (2008) nachzulesen. Faktisch wurde dieser Regler auch in GLÄSER (2007) eingesetzt.

PID-Regler

Der PID-Regler ist ein weit verbreiteter Regler, der in vielerlei Anwendungen der Industrie zum Lösen von Regelungsaufgaben eingesetzt wird. Die positiven Eigenschaften sind eine sehr hohe Genauigkeit mit einer sehr hohen Regelgeschwindigkeit. Der Nachteil dieses Reglers ist, dass die drei Parameter, die das Regelgesetz des PID-Reglers definieren, exakt aufeinander eingestellt werden müssen (BUSCH 2009). Durch das zu Null setzen einzelner Parameter kann der PID-Regler auf z.B. P-, PI- oder PD-Regler reduziert werden. Dadurch werden auch die einzustellenden Parameter reduziert, was die jeweilige Reglereinstellung vereinfacht. Jeder dieser Regler hat dann entsprechende Eigenschaften, die durch seine Parameter bestimmt werden und nach LUNZE (2010b) wie folgt definiert sind:

P-Anteil: Dieser Parameter arbeitet nach dem Grundsatz, je größer die Regelabweichung wird, desto größer muss die Stellgröße werden. Dadurch werden Regelabweichungen sehr schnell abgebaut. Jedoch kann der P-Anteil nicht gewährleisten, dass eine Regelabweichung vollständig eliminiert wird. Dieser Anteil wird als der proportionale Anteil K_P bezeichnet.

I-Anteil: Dieser Parameter ändert die Stellgröße solange, bis keine Regelabweichung mehr auftritt. Dadurch kann die Regelabweichung vollständig eliminiert werden. Man kann hier auch von dem Gedächtnis des Reglers sprechen, da dieser Parameter die vergangenen Regelabweichungen mit in Betracht zieht. Dieser Anteil wird als integrierender Anteil K_I bezeichnet.

D-Anteil: Der letzte Parameter reagiert mit einem stärkeren Eingriff auf die Regelung, je stärker die Veränderung der Regelabweichung ist. Dieser Anteil wird als differentieller Anteil K_D bezeichnet.

Nach MERZ/JASCHEK (2003) lässt sich der PID-Regler mathematisch mit der folgenden Gleichung angeben:

$$u(t) = K_P \cdot e(t) + K_I \cdot \int e(t)dt + K_D \cdot \frac{de(t)}{dt} \quad (3-6)$$

$u(t)$... Stellgröße
 $e(t)$... Regelabweichung
 dt ... Zeitdifferenz zwischen letztem und
aktuellem Messwert

Durch die Einführung der Nachstellzeit T_n und der Vorhaltezeit T_v lässt sich die oben genannte Gleichung weiter umformen. Dabei gibt T_n nach BUSCH (2009) die Zeitspanne an, die ein PI-Regler schneller ist, als ein reiner I-Regler. Die Vorhaltezeit T_v gibt im Gegensatz dazu das Zeitintervall an, um die ein PD-Regler schneller reagiert als ein reiner P-Regler. Nach MERZ/JASCHEK (2003) wird Vorhaltezeit und Nachstellzeit folgendermaßen definiert:

$$T_n = \frac{K_P}{K_I} \quad \text{und} \quad T_v = \frac{K_D}{K_P} \quad (3-7)$$

Eingesetzt in Gleichung (3-7) ergibt dies nach MERZ/JASCHEK (2003):

$$u(t) = K_P \cdot \left(e(t) + \frac{1}{T_n} \cdot \int e(t)dt + T_v \cdot \frac{\Delta e(t)}{dt} \right) \quad (3-8)$$

Bei den in der Literatur angegebenen Verfahren zur Berechnung der Regelparameter, werden für die Regelparameter meist die Parameter K_P , T_n und T_v angegeben. Die Berechnung und Bestimmung der Regelparameter wird im folgenden Kapitel erläutert. In Abbildung 37 wird die Sprungantwort des PID-Reglers mit den jeweiligen Anteilen gezeigt.

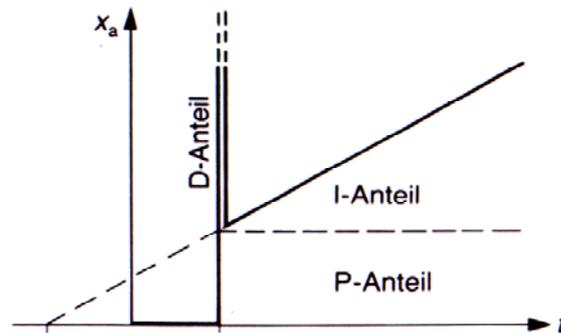


Abbildung 37: Sprungantwort PID-Regler (BUSCH 2009)

Dabei verändert sich der lineare P-Anteil sprunghaft um einen bestimmten Betrag x_a und behält diesen anschließend konstant bei. Der I-Anteil nimmt stetig um einen bestimmten Betrag zu. Der D-Anteil verändert sich sprunghaft und erreicht anschließend den Wert vor dem Sprung. In Abbildung 38 wird das Einschwingverhalten unterschiedlicher Regler am Beispiel einer Drehzahlregelung gezeigt.

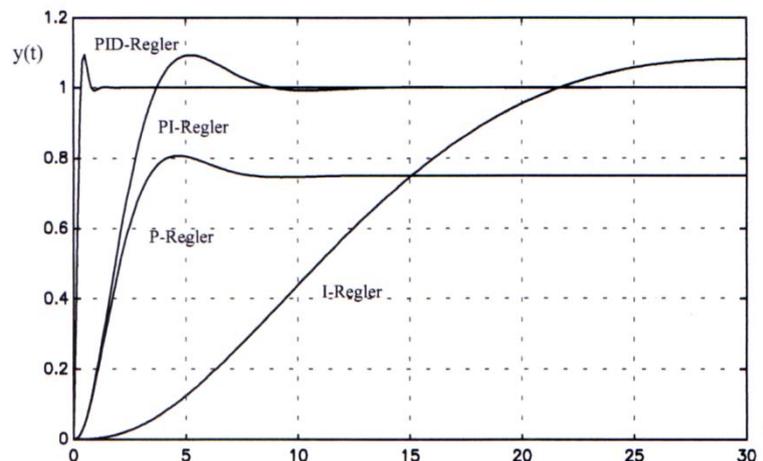


Abbildung 38: Regelverhalten unterschiedlicher Regler am Beispiel einer Drehzahlregelung (BERGER 2001)

Sehr gut zu erkennen ist das sehr schnelle Einschwingen des PID-Reglers auf den Sollwert 1. Der PI-Regler kann den Sollwert ebenfalls erreichen, jedoch zu einem späteren Zeitpunkt. Der P-Regler kann den Sollwert 1 nur annähern und eine Restabweichung bleibt vorhanden. Der I-Regler zeigt ein sehr langsames Einschwingverhalten.

Mehrgrößenregler

Ein Mehrgrößenregler (vgl. LUNZE 2010b) besteht, wie der Name schon sagt, aus mehreren zu regelnden Größen. In der vorliegenden Arbeit wird ein sehr einfacher Mehrgrößenregler verwendet, der im Prinzip aus zwei P-Reglern besteht, welche aufaddiert werden. Das entsprechende Reglergesetz ergibt sich dabei zu:

$$u(t) = K_{p1} \cdot e_1(t) + K_{p2} \cdot e_2(t). \quad (3-9)$$

Vorsteuerung

Zur Verbesserung der Regelqualität kann in einem Regelkreis eine Vorsteuerung eingesetzt werden. Dabei ergibt sich eine Stellgröße aus vorhandenen Informationen, welche mit der Stellgröße aus einem Regler addiert wird. Zum Beispiel ist dies der Radius einer Soll-Trajektorie aus der sich ein Soll-Lenkwinkel für die Vorsteuerung $\delta_{Vor}(t)$ berechnen lässt. In Kombination mit einem P-Regler ergibt sich das folgende Reglergesetz:

$$u(t) = K_p \cdot e(t) + \delta_{Vor}(t). \quad (3-10)$$

Störgrößenaufschaltung

Während einer Regelaufgabe wird die Regelstrecke meist durch Störungen beeinflusst, welche der Regler kompensieren muss. Tritt in einem Regelkreis eine große Verzögerung zwischen der Regelstrecke und der Messgröße auf, so kann der Regler eine Störung oft nur sehr langsam ausregeln, auch wenn der Regler selbst eine schnelle Reaktion aufweist (vgl. LUNZE 2010a). Eine schnellere Reaktion des Reglers ist möglich, wenn die Störung bereits im Regler berücksichtigt wird. Es wird dann von *Störgrößenaufschaltung* gesprochen. Nach LUNZE (2010a) wird eine Störgrößenaufschaltung möglich, wenn die Störgröße $d(t)$ messbar und beschreibbar wird. Dadurch kann im Reglergesetz eine Stellgröße berechnet werden, durch die die Störung kompensiert werden kann. Die Übertragungsfunktion K_g beschreibt dabei das Verhalten der Störgröße $d(t)$. In Kombination mit zwei P-Reglern ergibt sich das entsprechende Reglergesetz zu:

$$u(t) = K_{P1} \cdot e_1(t) + K_{P2} \cdot e_2(t) - g(t) \text{ mit } g(t) = K_g \cdot d(t) \quad (3-11)$$

3.1.3 Berechnung der Regelparameter

Im Bereich der Regelungstechnik sind verschiedene Verfahren für die Berechnung der Werte des PID-Reglers bekannt. Hierzu zählen z.B. das Verfahren von Ziegler und Nichols oder das CHR-Verfahren (vgl. BUSCH 2009, UNGER 2004, LUNZE 2010a). Beide Verfahren sind jedoch nur Näherungsverfahren, die durch die Berechnung der jeweiligen Parameter entsprechende Startwerte vorgeben. Die Anpassung auf den endgültigen Wert wird während der Regelung am System direkt durchgeführt. Für die Wahl des entsprechenden Verfahrens muss zuerst untersucht werden, welches Verhalten das System (Strecke) nach einer vorgegebenen Störung aufweist. Man spricht hier von sogenannten Sprungversuchen (vgl. UNGER 2004). Dabei wird zwischen Strecken mit und ohne Ausgleich unterschieden. Mit Ausgleich bedeutet, dass die Strecke nach einer Störung und nach einer bestimmten Zeit einen konstanten Wert annimmt. Hier bleibt auch die Regelabweichung konstant. Ohne Ausgleich bedeutet, dass die Strecke keinen konstanten Wert annimmt. Hier wird die Regelabweichung immer größer. Je nach vorliegender Strecke kommen nun unterschiedliche Kombinationen des PID-Reglers zur Lösung der Regelungsaufgabe in Frage. Aus GLÄSER (2007) ist bekannt, dass es sich bei der vorliegenden Strecke im Simulator um eine Strecke ohne Ausgleich handelt. Strecken ohne Ausgleich werden nach BUSCH (2009) als I-Strecken mit und ohne Zeitverzögerung bezeichnet. Für die Einteilung der Strecken und deren entsprechenden Benennung, sei hier auf weiterführende Literatur, wie z.B. LUNZE (2010a) oder BUSCH (2009) verwiesen. Nach BERGER (2001) kommen für eine I-Strecke mit und ohne Zeitverzögerung P-, PI-, PD- und PID-Regler in Frage. Ein reiner I-Regler würde nach BUSCH (2009) eine Dauerschwingung verursachen, was den Regler für das vorliegende Problem der Querregelung ausschließt, da dieses Verhalten beim Einbau von z.B. Randsteinen oder Straßen nicht gewünscht ist. Während der Erstellung dieser Arbeit hat sich jedoch gezeigt, dass die aus Sprungversuchen berechneten Startparameter für die jeweiligen Regler z.B. nach BUSCH (2009) oder UNGER (2004), zu grob oder zu stark für die Stellmotoren des Modell-LKWs sind. Aus diesem Grund wurde eine weitere Strategie für die Berechnung der Regelparameter herangezogen. Nach BEETZ/SCHWIEGER (2008) kann anhand des kinematischen Modells aus Kapitel 2.1.4 das Einlenkverhalten des Modell-LKWs berechnet werden. Das heißt, durch die Variation der Regelparameter und Querabweichungen können die resultierenden Radian berechnet werden. Dabei werden mit dem Reglergesetz (3-12) für den P-Regler die entsprechenden Lenkwinkel berechnet und in Gleichung (2-17) eingesetzt. Das Reglergesetz lautet für den P-Regler nach (3-6):

$$u(t) = K_p \cdot e(t) \quad (3-12)$$

$u(t)$... Stellgröße =
Lenkwinkel

$e(t)$...

Regelabweichung =
Querabweichung oder
Orientierungsabweichung

In Abbildung 39 werden die Ergebnisse der Berechnungen gezeigt. Auf der Abszisse sind die jeweiligen Querabweichungen (links) oder Orientierungsabweichungen (rechts) aufgetragen. Die Abszisse geht dabei durch den kleinsten möglichen Wert für den Radius auf der Ordinate. Auf der Ordinate sind die nach (2-17) berechneten Radien aufgetragen. Bei der Querabweichung wurden die Werte für $K_p = 5, 15, 30$ und 50 angenommen, bei der Orientierungsabweichung wurden für $K_p = 0,2, 0,5, 1$ und 2 angenommen. Die gezeigten Werte haben sich nach mehreren Berechnungen als am geeignetsten erwiesen.

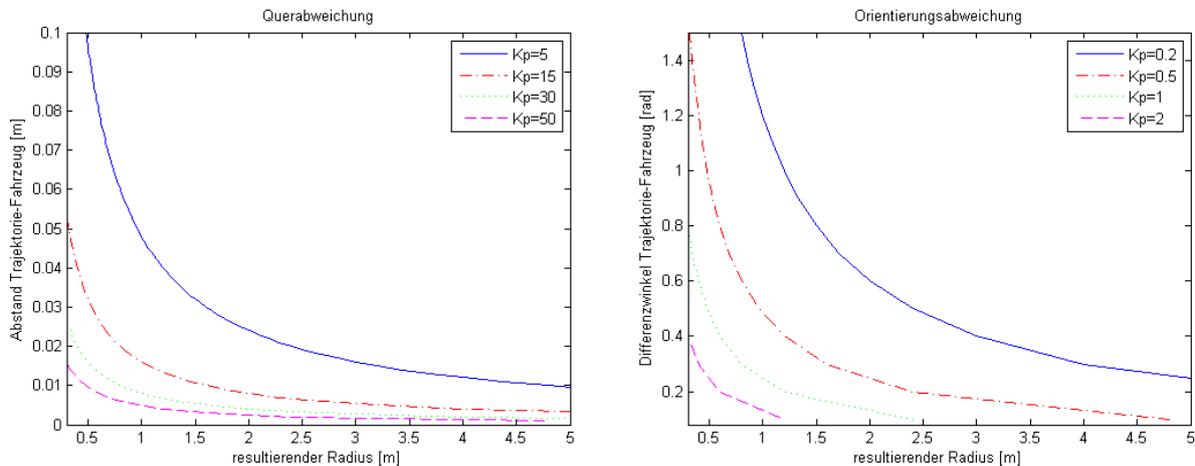


Abbildung 39: Berechnung der Radien anhand der Querabweichung (links) und Orientierungsabweichung (rechts)

Anhand der Schaubilder in Abbildung 39 kann nun sehr gut abgelesen werden, bei welcher Abweichung und bei welchem K_p der entsprechende Radius erreicht wird. Je nach dem kann nun der Regler so eingestellt werden, dass er schneller oder langsamer reagiert. Das heißt der maximal mögliche Einschlagwinkel wird mit größer werdender Abweichung schneller erreicht oder langsamer. Wie sich später noch zeigen wird, ist die Geschwindigkeit ein maßgebender Faktor für welches K_p man sich entscheiden muss. Dies ergibt sich auch schon aus der Erfahrung als Lenker eines PKWs. Bei hohen Geschwindigkeiten (z.B. Autobahn) dürfen nur kleine Lenkbewegungen gemacht werden, um das Fahrzeug stabil zu halten. Umgekehrt bleibt das Fahrzeug bei niedrigen Geschwindigkeiten (z.B. Schrittgeschwindigkeit) trotz großer Lenkbewegungen stabil. Alle weiteren Parameter der jeweiligen Regler wurden dann in weiteren Testreihen empirisch ermittelt und optimiert.

3.1.4 Berechnung der Regelgüte

Im späteren Simulator sollen unterschiedliche Trajektorien bestmöglich abgefahren werden. Das heißt die Abweichung zwischen der Soll-Trajektorie und der tatsächlichen Trajektorie soll möglichst minimal gehalten werden. Dabei soll es auch möglich sein, unterschiedliche Regler auf ihre Qualität hin zu untersuchen. Hierfür wird in BUSCH (2009) der Begriff der *Regelgüte* eingeführt. Da es unterschiedliche Ansprüche an Regler gibt, fallen Kriterien für die Regelgüte unterschiedlich aus. Hierfür seien im Nachfolgenden unterschiedliche Beispiele aus BUSCH (2009) genannt.

Neben der Regeldifferenz, die wünschenswerterweise nach einer gewissen Zeit den Wert null erreicht, kann die Regelgüte auch mit der Überschwingweite x_m sowie mit der Anregelzeit T_{an} und der Ausregelzeit T_{aus} beschrieben werden (vgl. Abbildung 40). Die Überschwingweite beschreibt hierbei den Betrag der Amplitude des ersten Überschwingens nach einer Änderung der Führungsgröße- oder Störgröße. Die Zeitspanne, welche der Regler braucht, um von der Störung erstmals in den Bereich des Toleranzbereichs Δx zu gelangen wird als Anregelzeit bezeichnet. Erreicht die Regelabweichung den Toleranzbereich und verlässt diesen nicht wieder, ist das Regelziel erreicht. Die Zeitspanne von der Störung- bzw. Führungsänderung bis zum Erreichen des Regelziels wird als Ausregelzeit bezeichnet. Nach BUSCH (2009) zeichnen sich gute Regler, durch kurze An- und Ausregelzeiten sowie kleinen Überschwingweiten aus.

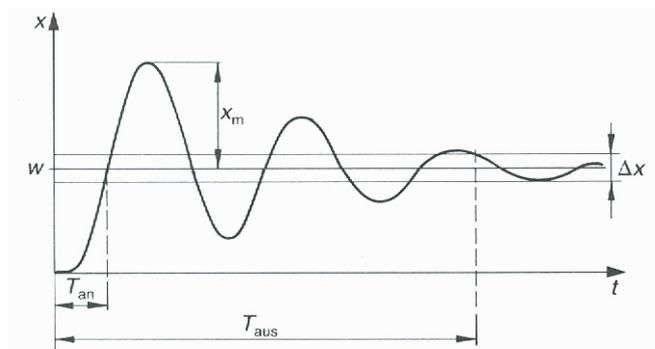


Abbildung 40: Überschwingweite, An- und Ausregelzeit (BUSCH 2009)

Soll die Regelgüte nicht nur den Einschwingvorgang selbst, sondern während des gesamten Verlaufs der Regelung beschrieben werden, eignet sich das in BUSCH (2009) beschriebene Kriterium der Betragsfläche oder Regelfläche besser. Hierbei werden die Teilflächen aufaddiert, welche die Einschwingkurve um die Führungsgröße w (Sollwert) einschließt (vgl. Abbildung 41). Dabei werden alle vorangegangenen Kriterien in einem Kriterium vereint. Die Forderung für einen guten Regler ist, dass die Summe aller Teilflächen zum Minimum wird (A_1, A_2, \dots).

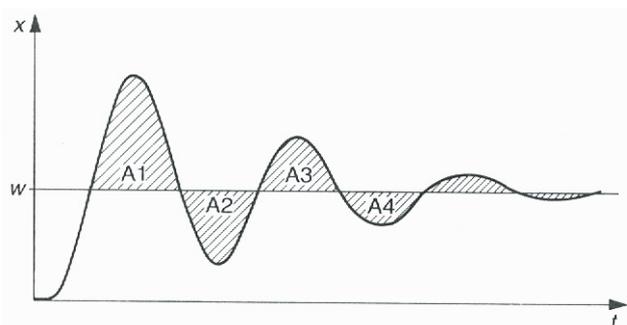


Abbildung 41: Regelfläche als Regelgüteparameter (BUSCH 2009)

In SCHWIEGER ET AL. (2010) konnte das Kriterium der Betragsfläche auf eine stochastische Größe zurückgeführt werden. Dies soll nachfolgend erläutert werden. Allgemein kann die Fläche unter der Kurve durch die Integration der Regelabweichung e über die Zeit berechnet werden. Nach MANN ET AL. (2005) erhält man dadurch die *Betragslineare Regelfläche*.

$$A_{ges} = \int_0^{\infty} |e| dt \quad (3-13)$$

Durch die Betragsbildung von e wirken sich negative wie positive Flächen gleichwertig auf die Erhöhung des Gütekriteriums aus. Sollen hierbei große Regelabweichungen stärker in das Gütekriterium eingehen kann e quadriert werden. Dies führt dann nach MANN ET AL. (2005) zur *Quadratischen Regelfläche*.

$$A_{ges} = \int_0^{\infty} e^2 dt \quad (3-14)$$

Wird die Fläche diskret gesehen, kann diese über die folgende Gleichung approximiert werden:

$$A_{ges} = \sum_{i=1}^n e_i^2 \Delta t \quad (3-15)$$

Um das Kriterium der *Quadratischen Regelfläche* für unterschiedliche Regler im Simulator anwenden zu können, muss das Kriterium die Forderung der Vergleichbarkeit erfüllen. Vergleichbar heißt, dass das Kriterium für unterschiedlich lange Fahrten gleichermaßen anwendbar ist. Aus diesem Grund wird die *Quadratische Regelfläche* im nächsten Schritt mit der Anzahl der Querabweichungen normiert.

Wird Δt als konstant angenommen, kann es vernachlässigt werden. Wird das nun normierte Kriterium durch ziehen der Quadratwurzel auf eine skalare Größe zurückgeführt erhält man den quadratischen Mittelwert oder auch Root Mean Square (*RMS*) als Gütekriterium.

$$RMS = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n e_i^2}{n}} \quad (3-16)$$

$e \dots$ Regelabweichung

$n \dots$ Anzahl der Regelabweichungen

3.1.5 Regelkreise des Simulators

Regelziel des zu implementierenden Reglers im Simulatorsystem ist die Führung eines Fahrzeuges auf einer vorgegebenen Trajektorie. Diese Forderung ergibt sich, wie bereits erwähnt, z.B. aus der leitdrahtlosen Führung von Baumaschinen zum Bau von Straßen oder Randsteinen. Hier gibt eine so genannte virtuelle Drahtleitlinie die Form des Werkstücks (Straße) vor, welches in einem vorgegebenen Toleranzbereich zu bauen ist (vgl. GLÄSER 2007). Das in Abbildung 42 gezeigte Blockschaltbild (vgl. LUNZE 2010a) des Regelkreises entspricht dem in SCHWIEGER/BEETZ (2007) vorgestellten Regelkreis zur Querregelung eines Modellfahrzeugs.

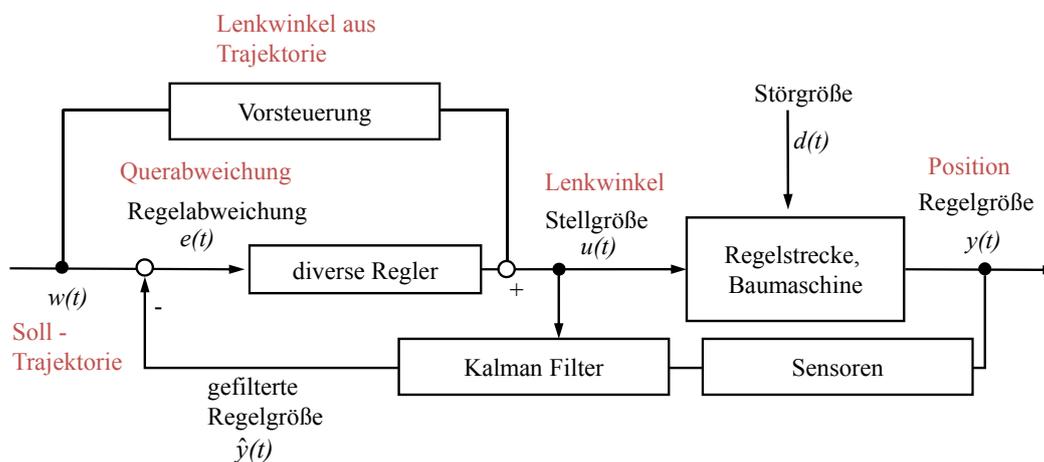


Abbildung 42: Regelkreis zur Querregelung mit Querabweichung als Regelabweichung

Die Führungsgröße $w(t)$ ist hier die Soll-Trajektorie, die abzufahren ist. Da diese nicht konstant ist und somit der Sollwert $w(t)$ eine Funktion der Zeit ist, handelt es sich um eine Folgeregelung (vgl. BERGER 2001). Die Regelabweichung $e(t)$ ergibt sich aus der Querabweichung der gemessenen Position zur Trajektorie. Die Position entspricht dabei der Regelgröße $y(t)$, welche von einem oder mehreren Sensoren (z.B. Tachymeter) gemessen und für die Regelung zurückgeführt wird. Man spricht dabei von Ausgangsrückführung. Wie in SCHWIEGER/BEETZ (2007) beschrieben, wird zur Glättung der verrauschten Positionen ein Kalman-Filter (vgl. Kapitel 2.3) verwendet. Das Kalman-Filter nutzt bei der Prädiktion die Information der Stellgröße $u(t)$ (Lenkwinkel) und kann mit Hilfe des entsprechenden Fahrzeugmodells eine in der Zukunft liegende Position des Fahrzeugs prädizieren. Die Stellgröße $u(t)$ ergibt sich hierbei aus dem Reglergesetz, welches der Regler (s. nächster Abschnitt) vorgibt und aus einer Vorsteuerung, wie sie z.B. in GLÄSER (2007) oder KEHL (2007) vorgeschlagen wird. Die Vorsteuerung errechnet den Lenkwinkel aus der gegebenen Soll-Trajektorie und verbessert das Führungsverhalten des Reglers im Kurvenbereich. Hierzu werden später in dieser Arbeit noch Untersuchungen durchgeführt. Die Algorithmen zur Berechnung der Querabweichung und der Vorsteuerung finden sich in BEETZ (2003) oder GLÄSER (2007). Das Regelziel ist, dass sich das Fahrzeug auf der Soll-Trajektorie bewegt, sodass $e(t) = w(t) - y(t)$ minimal bzw. null wird.

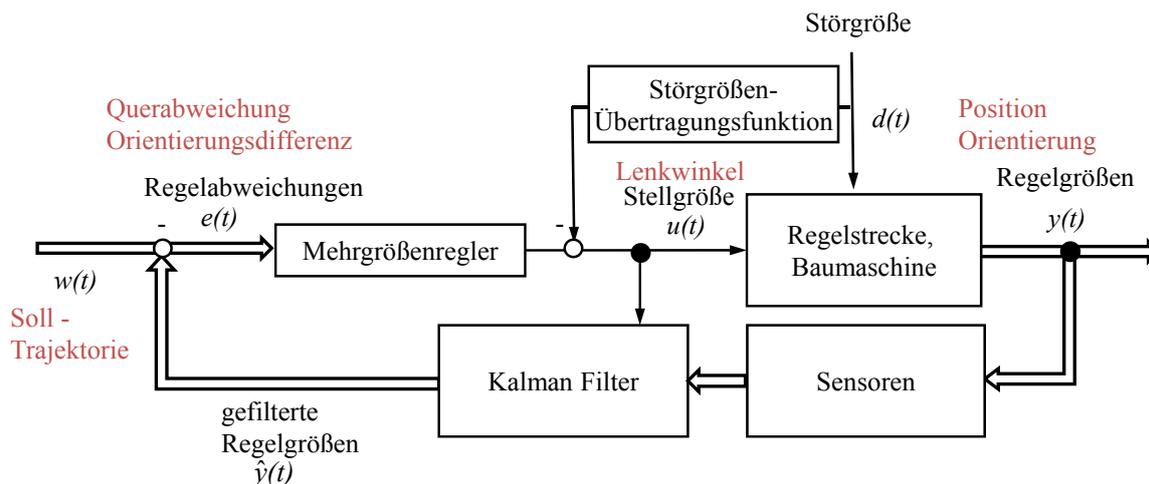


Abbildung 43: Regelkreis zur Querregelung mit Querabweichung und Abweichung der Orientierung als Regelgrößen

Im nächsten Schritt wird der Simulator um eine Regelgröße erweitert. Neben der Position wird auch die Orientierung der Soll-Trajektorie vorgegeben und bestimmt. Abbildung 43 zeigt einen um die zusätzlichen Informationen erweiterten Regelkreis. Man spricht hier von Mehrgrößenregelung (vgl. LUNZE 2010b). Die Orientierungsabweichung berechnet sich aus der Differenz zwischen der Orientierung der Fahrzeuglängsachse und der Richtung, welche die Soll-Trajektorie vorgibt. Da es unter bestimmten Umständen zu einer konstanten Regelabweichung im Kurvenbereich kommen kann (s. Kapitel 4.2.4), wird zur Lösung dieses Problems zusätzlich eine Störgrößenaufschaltung in den Regelkreis integriert. Die Vorsteuerung kann hier entfallen, da das Verwenden der Orientierung als Regelgröße eine vergleichbare Verbesserung bringt (s. Kapitel 4.2.4).

3.1.6 Einführung des vorgezogenen Berechnungspunktes

In den meisten realen Systemen sind Totzeiten vorhanden, welche die Regelung erschweren bzw. zum Teil sogar fast unmöglich machen. Nach LUNZE (2010a) wird die Totzeit als die Zeitspanne bezeichnet, die eine Signaländerung am Signaleingang benötigt, bis eine entsprechende Änderung am Signalausgang stattfindet (Sprungantwort). Dies kann z.B. ein Messwert sein, der in einem Sensor entsteht und einen Zeitraum benötigt, bis dieser Messwert in einem Rechnersystem verwendet werden kann. Um den Einfluss dieser Totzeiten zu minimieren gibt es verschiedene Ansätze, z.B. durch die Berücksichtigung in der Systembeschreibung oder auch in einem Kalman-Filter. Nachfolgend wird diese Problematik am Beispiel der Fahrzeugführung behandelt, wie sie im Simulator implementiert ist. Wenn die Verzögerung des Systems bekannt ist, kann im Beispiel der Fahrzeugführung, dessen Position entsprechend in die Zukunft prädiziert werden und somit die Totzeit kompensiert werden. Dabei wird dann z.B. bei einer Querregelung die Querabweichung nicht mehr auf den tatsächlich gemessenen Punkt berechnet, sondern auf den Prädizierten. Dies funktioniert jedoch nur innerhalb einer bestimmten Toleranz, wenn die Prädiktion des Kalman-Filters hinreichend genau ist. Falls die Eingangsgrößen zu ungenau sind, kann auch ein Kalman-Filter die Totzeit nicht immer kompensieren. In MAYR (2001) wird für diese Art der Vorausberechnung eine geradlinige Vorausberechnung in Fahrtrichtung des Fahrzeugs vorgeschlagen. Dabei kann die Berechnung auch über die Totzeit hinausgehen. Das heißt, die Position des Fahrzeugs wird auf einen zukünftigen Zeitpunkt berechnet, wodurch eine schnellere Reduzierung der Regelabweichung erreicht werden kann. In BEETZ/SCHWIEGER (2008) wird dieser Punkt als „Anticipated Computation Point (ACP)“ eingeführt, was im deutschen als „Vorgezogenen Berechnungspunkt (VBP)“ bezeichnet werden kann. Die Berechnung des Punktes erfolgt durch polares Anhängen. Der Winkel ψ wird durch den Kurswinkel (Azimut) vorgegeben. Der VBP wird dann von der gemessenen Position (z.B. Fahrzeugschwerpunkt SP) mit einer vorgegebenen Distanz s berechnet. Auch hier muss natürlich die Orientierung des Fahrzeugs hinreichend genau sein. In Abbildung 44 wird der geometrische Zusammenhang des VBP dargestellt.

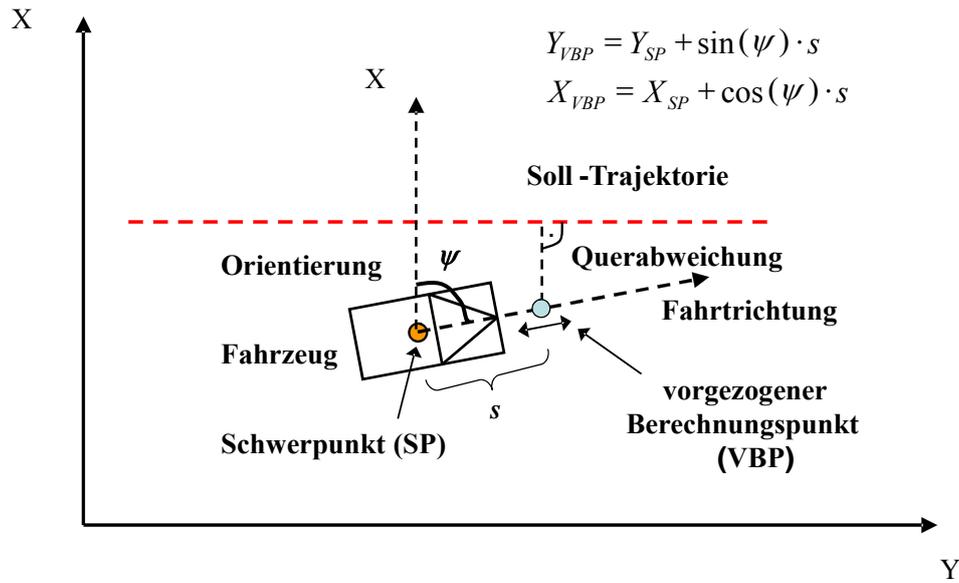


Abbildung 44: Berechnung des vorgezogenen Berechnungspunkts (VBP)
(BEETZ/SCHWIEGER 2008, geodätisches orientiertes Koordinatensystem)

Ein Vorteil des VBP zeigt sich auch beim Einlenken des Fahrzeugs in die Trajektorie, wenn sich der Startpunkt des Fahrzeugs neben der Trajektorie befindet. In Abbildung 45 werden die jeweiligen Punkte des Gegenlenkens bei der Querregelung gezeigt. Eindeutig ist die frühere Reaktion bei Verwendung des VBP zu sehen.

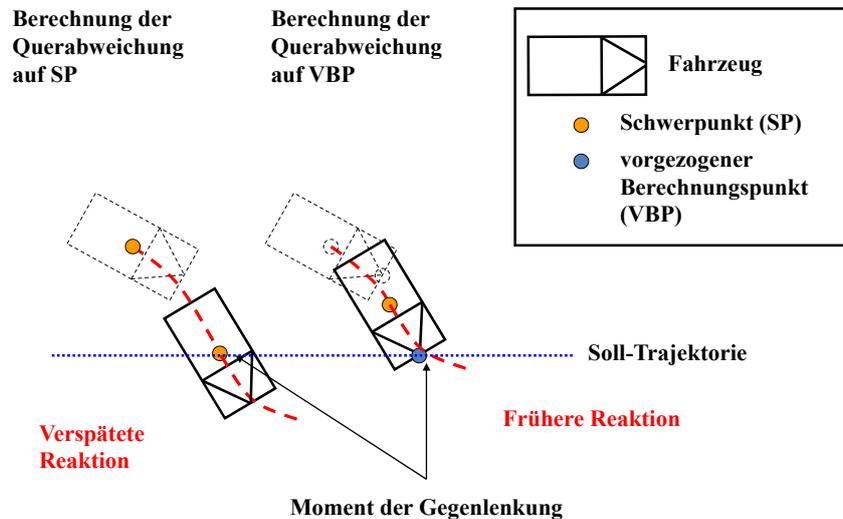


Abbildung 45: Einlenken des Fahrzeugs mit und ohne VBP (BEETZ/SCHWIEGER 2008)

Auf Geraden arbeitet der VBP sehr gut. Je nach Abstand zum Schwerpunkt kann das Einlenken beschleunigt und die Fahreigenschaften stabilisiert werden. Information zum Einschwingverhalten eines Fahrzeugs mit unterschiedlichen Distanzen zwischen Schwerpunkt und VBP finden sich in BEETZ/SCHWIEGER (2008). Anders ist es beim Einlenken in Kurven, wie Abbildung 46 verdeutlicht.

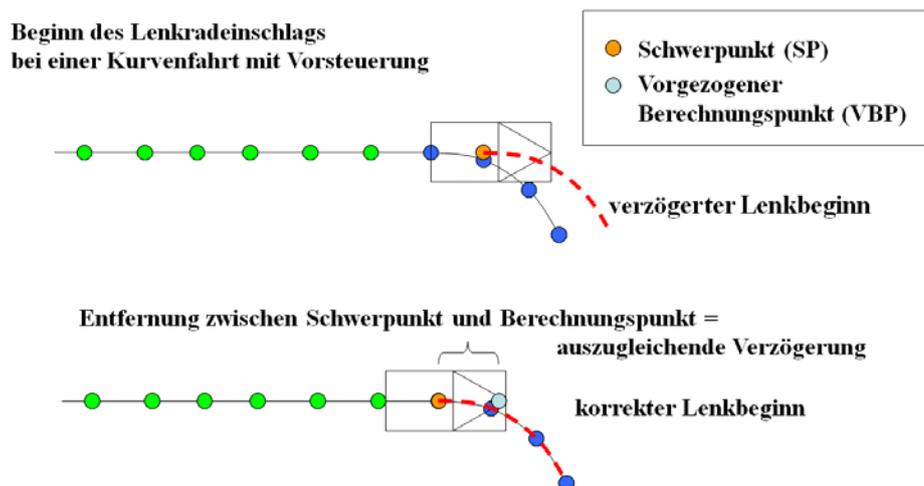


Abbildung 46: Einlenken in die Kurve mit und ohne VBP (BEETZ/SCHWIEGER 2008)

Hier muss der VBP so gewählt werden, dass die Entfernung zwischen Schwerpunkt und VBP der Strecke entspricht, welche das Fahrzeug während der Verzögerungszeit (Totzeit) zurücklegt. Wenn dies erreicht wird, ist ein perfekter Lenkbeginn in eine Kurve (blaue Punkte) möglich.

Um den VBP im späteren Simulatorsystem zu realisieren, wird zunächst kein softwareseitiger Ansatz gewählt. Dies hängt damit zusammen, dass die erreichbare Genauigkeit für die Berechnung der Fahrzeugorientierung nur 4° beträgt (vgl. Kapitel 3.3.5). Aus diesem Grund wird eine Schiene auf den zu steuernden Modell-LKW montiert. Die Schiene befindet sich auf der Längsachse des LKWs. Auf der Schiene sind verschiedene Gewindelöcher vorhanden, die einen variablen VBP in Bezug zum Fahrzeugschwerpunkt zulassen. Die Abstände der Löcher betragen 1 cm. Untersuchungen bezüglich des vorgestellten Ansatzes wurden erfolgreich in (BEETZ/SCHWIEGER 2008) durchgeführt. Die Umsetzung des vorgestellten Ansatzes wird in Abbildung 47 gezeigt.

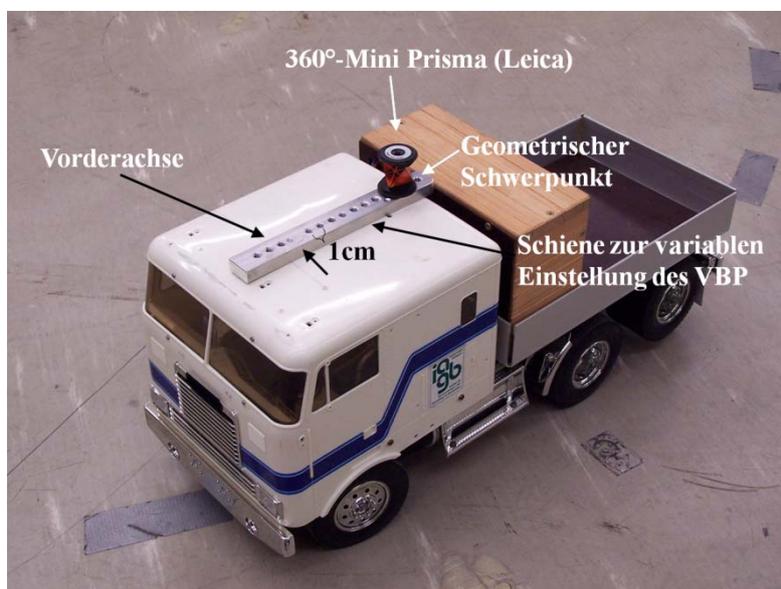


Abbildung 47: Modifizierter Modell-LKW (nach BEETZ/SCHWIEGER 2008)

Abschließend muss gesagt werden, dass mit diesem Ansatz der VBP nur für eine Geschwindigkeit optimiert werden kann. Ein dynamischer VBP ist bei variablen Geschwindigkeiten besser geeignet. Aus diesem Grund werden für die späteren Messfahrten im Simulator in Verbindung mit dem statischen VBP nur konstante Geschwindigkeiten verwendet. Dieses Vorgehen rechtfertigt sich durch die meist konstanten Geschwindigkeiten der Baumaschinen während des Materialeinbaus. In Kapitel 5.3 findet ein Vergleich zwischen der Verwendung eines statischen und eines dynamischen VBPs statt.

3.2 Sensorüberblick

In diesem Kapitel werden verwendete Sensorarten im Bereich der automatisierten Baumaschinensteuerung aufgeführt und kurz erklärt. Zunächst werden die Sensoren vorgestellt, aus denen direkte Positionen ausgelesen werden können, anschließend wird auf Sensoren eingegangen, die geometrische Größen wie Winkel und Strecke ausgeben. Ferner wird als Zusatz zu jedem Sensor (3D) für die Positionsausgabe oder die Orientierung über alle 3 Raumwinkel und (1D) für nur eine Strecke, Höhe oder Winkel angegeben.

3.2.1 Einzelsensoren

GNSS-Empfänger (3D): Diese Empfänger werden ausschließlich im Real-Time-Kinematic-Verfahren (RTK) eingesetzt. Daraus resultiert, dass grundsätzlich zwei GNSS-Empfänger zur Positionsbestimmung eingesetzt werden müssen. Ein Empfänger wird als „Rover“ z.B. auf einem bewegten Objekt positioniert. Der zweite Empfänger wird auf einem bekannten Punkt als „Referenz“ aufgebaut (vgl. BAUER 2011). Anhand der Koordinaten des bekannten Punktes kann der Referenzempfänger Korrekturdaten berechnen, die über Funk an den Rover übermittelt werden. Durch diese Korrekturdaten ist es möglich, Genauigkeiten des Rover-Empfängers zwischen 2 - 3 cm in der Lage- und 3 - 5 cm in der Höhe während einer kinematischen Messung zu erreichen (vgl. STEMPFHUBER/INGENSAND 2008). Die Abtastrate der GNSS-Empfänger liegt bei bis zu 100 Hz. Als Alternative zu einem Referenzempfänger haben sich mittlerweile so genannte Referenzdienstnetze durchgesetzt (z.B. SAPOS® 2011, LEICA 2011d, TRIMBLE® 2011a). Bei diesem Verfahren wird nur ein Rover benötigt. Die Korrekturdaten werden durch die Berechnung einer so genannten virtuellen Referenz im zu messenden Gebiet, über Mobilfunk an den jeweiligen Rover übersendet. Vertiefende Informationen zu diesem Verfahren findet man z.B. in WANNINGER (2006). Probleme treten bei GNSS grundsätzlich in Bereichen mit großen Abschattungen auf, d.h., wenn keine ausreichende Sicht zum Himmel möglich ist. In diesem Fall verschlechtert sich die Genauigkeit sehr deutlich und kann in den Dezimeter- bis Meterbereich abfallen. Im schlechtesten Fall ist eine Positionsbestimmung unmöglich, wenn durch die Abschattungen zu wenig Satelliten gemessen werden können. Weitere Informationen bzgl. des RTK-Verfahrens und dessen Grenzen können z.B. in BAUER (2011) oder KAHMEN (2005) nachgelesen werden.

Zielverfolgende Tachymeter (3D): Zielverfolgende Tachymeter, nach DEUMLICH/STAIGER (2001) auch Universal-Tachymeter genannt, sind mit Motoren ausgestattete Messgeräte, welche mit Hilfe von optischen Sensoren, reflektierende oder mit einem Sender ausgestattete, lichtreflektierende Zielzeichen verfolgen können. Zu diesen Zielzeichen werden in einer bestimmten Abtastrate Richtungen und Strecken gemessen, aus denen wiederum durch geodätische Berechnungen Koordinaten abgeleitet werden können. Dies erfolgt auf der Rechneinheit des Tachymeters, so dass Koordinaten hier direkt ausgelesen werden können. Die Genauigkeit der kinematisch gemessenen Koordinaten liegt bei etwa 1 cm in Lage und Höhe (vgl. STEMPFHUBER/INGENSAND 2008). Im folgenden Kapitel wird vertiefend auf diesen Sensortyp eingegangen, von daher wird hier von einer ausführlicheren Beschreibung abgesehen.

Rotationslaser (1D): Mit Rotationslasern kann eine horizontale oder geneigte Bezugsebene hergestellt werden. Durch Benutzung einer Empfangseinheit kann der Abstand von der Empfangseinheit zu dieser Laserbezugsebene gemessen werden. Dabei wird die Bezugsebene im Umkreis bis zu 300 m empfangen. Bei Anschluss an einen bekannten Höhenpunkt können absolute Höhen gemessen werden, ansonsten werden nur Höhendifferenzen gemessen (vgl. DEUMLICH/STAIGER 2001). Die erreichbare Genauigkeit beträgt ca. 5 mm.

Neigungssensoren (1D): Das Funktionsprinzip fast aller elektronischen Neigungssensoren besteht darin, den Weg oder die Kraft eines schwereabhängigen Sensors in ein elektrisches Signal bzw. in eine elektrische Größe umzuwandeln (vgl. SCHLEMMER 1996). Dabei lassen sich diese Sensoren nach SCHLEMMER (1996) in Flüssigkeits- und Pendelsysteme unterteilen. Die Neigungsänderung wird dabei immer in Bezug zur Lotrichtung gemessen. Im Bereich des Straßenbaus liegt die Genauigkeit bei ca. $0,1^\circ - 0,3^\circ$ (STEMPFHUBER/INGENSAND 2008).

Ultraschallsensoren (1D): Die bei Baumaschinen verwendeten Ultraschallsensoren beruhen ausschließlich auf dem Prinzip eines Echoverfahrens, dem Impulseechoverfahren (vgl. SCHLEMMER 1996). Dabei wird auf den Messstrahl des Ultraschallsenders, der auf ein zu messendes Objekt ausgerichtet ist, ein Impuls moduliert. Dessen Laufzeit vom Sender bis zum Wiedereintritt im Empfänger wird gemessen und anhand der Ausbreitungsgeschwindigkeit von Schallwellen der Abstand zum Messobjekt berechnet. Die erreichbare Genauigkeit liegt bei etwa 0,5 % des Messbereichs für Ultraschallsensoren mit bis zu 5 m Reichweite.

Seilzugensensoren (1D): Mit Seilzugensensoren können Längenänderungen im Nahbereich (bis zu 40 m, vgl. WAYCON 2011) sehr genau gemessen werden. Die Genauigkeit ergibt sich aus 0,01% der Länge des verwendeten Messseils. Das Messseil, welches rostfrei, hoch fest und flexibel sein muss, befindet sich im Sensor auf einer Rolle und wird nach dem Herausziehen mittels einer Feder auf Spannung gehalten. Durch ein Potentiometer oder einen Inkrementalgeber wird die Bewegung der Rolle gemessen und der zurückgelegte Weg des herausgezogenen Seils berechnet (vgl. SCHLEMMER 1996).

Kreiselsensoren/Drehratensensor (1D): Durch einen schnell drehenden Körper um eine feste Achse entsteht die Corioliskraft. Diese steht senkrecht zur rotierenden Achse, als auch senkrecht zur Bewegungsrichtung, wenn sich das rotierende Kreiselssystem bewegt (vgl. FABECK 1980). Diesen Effekt nutzt man, um Drehraten in Kreiselsensoren zu bestimmen. Durch immer besser werdende Genauigkeiten im Bereich von MEMS-Sensoren (Mikro elektronisches mechanisches System), bekommen auch diese Art von Sensoren ein immer höheres Gewicht beim Einsatz im Bereich der Baumaschinensteuerung. Neben der geringen Größe von einigen mm-cm sind diese auch auf Grund ihres Preises sehr attraktiv. Neben mechanischen Kreiseln, wie oben beschrieben, können auch so genannte Laser- oder Faserkreisel (IMAR 2011) eingesetzt werden. Bei diesen Kreiseln wird mit Hilfe zweier gegenläufiger Laserstrahlen eine stehende Welle erzeugt, mit deren Hilfe ebenfalls Winkeländerungen bzgl. dieser stehenden Welle gemessen werden können. Bei Ringlaserkreiseln liegen nach WENDEL (2007) die Genauigkeit zwischen 0,001 - 10°/h, Faserkreiseln zwischen 0,1 - 50°/h und bei MEMS-Sensoren zwischen 5°/h bis 5°/s.

Beschleunigungssensoren (1D): Beschleunigungsmesser werden in der Regel durch Messung von Pendelbewegungen einer Probemasse realisiert (vgl. WENDEL 2007). Diese wird unter dem Einfluss einer Beschleunigung in Bezug zu einer Nulllage ausgelenkt. Beschleunigungssensoren können ebenfalls zur Berechnung von Geschwindigkeit und Strecke eingesetzt werden. Die Messwerte werden dann über die Zeit integriert, wobei durch die Integration der Messwerte die Ungenauigkeit der Beschleunigungsmessung vervielfacht wird. Bei der Baumaschinensteuerung werden zur Messung der Beschleunigung heutzutage ebenfalls vermehrt MEMS-Sensoren eingesetzt. Die Genauigkeit bei Beschleunigungsmesser liegt je nach Anforderung zwischen 0,1 - 10 mg.

IMU/INS (3D): Inertiale Messsysteme oder Inertial Measurement Units (IMU) auch Inertiale Navigationssysteme (INS) genannt, sind in der Lage durch Anordnung von drei rechtwinklig zueinander stehenden Kreisel- und Beschleunigungssensoren alle drei Orientierungen im Raum zu bestimmen. Zur Stützung der Kreiselsensoren werden oft zusätzlich Magnetometer, die sich am Magnetfeld der Erde orientieren, parallel zu den Kreiselsensoren angebracht. Dadurch können auch absolute Raumwinkel gemessen werden. Auch hier werden mittlerweile sehr häufig MEMS-Sensoren eingesetzt. Die zu erreichenden Genauigkeiten liegen bei den im Straßenbau verwendeten Sensoren bei etwa 0,2° bis 0,6° der absoluten Winkel. Die erreichbaren Genauigkeiten bei High-End-Geräten liegen bei bis zu 0,001°/h.

Zur vertieften Beschreibung der Sensoren sei auf weiterführende Literatur wie FABECK (1980), SCHLEMMER (1996), ISERMANN (2006) und HOFFMANN (2010) verwiesen. In der folgenden Tabelle 3 wird ein Überblick über die Sensoren gegeben, die hauptsächlich bei der Baumaschinensteuerung im Straßenbau zur Anwendung kommen. Neben den Messgrößen sind auch Genauigkeit, Messbereich, Messfrequenz (Messwerte pro Sekunde) und Totzeit angegeben. Diese spielt für die Integration der Sensoren in ein Regelsystem eine sehr wichtige Rolle.

Tabelle 3: Zusammenstellung gebräuchlicher Sensoren bei der Baumaschinensteuerung
(nach STEMPFHUBER/INGENSAND 2008, BAYER 2004, CROSSBOW 2011, WENDEL 2007)

Sensor	Messgröße	Kinematische Genauigkeit	Reichweite	Messfrequenz	Totzeit
GNSS-Empfänger	X,Y,Z und Zeit	Lage: 2 - 3 cm Höhe: 3 - 5 cm	RTK Funk (ca. 5 - 6 km Reichweite in Europa)	100 Hz	20 - 50 ms
Zielverfolgende Tachymeter	Strecke, Winkel und X,Y,Z	Lage: 1 cm Höhe: 1 cm	ca. 200 - 250 m, Messungen bis ca. 1000 m sind bei idealen Bedingungen möglich	8 - 20 Hz	23 - 250 ms
Rotationslaser	Absolute oder referenzierte Höhen	2 - 5 mm bis 100 m	200 - 300 m		< 10 ms
Neigungssensoren	Längs- und Querneigung	0,1° - 0,3°	direkt am Objekt	> 100 Hz	80 - 500 ms
Ultraschallsensoren	Distanz	1 mm	wenige Meter	> 100 Hz	< 10 ms
Seilzugsensoren	Distanz	0,3 - 1 mm 0,01 % der Länge	wenige Meter	> 100 Hz	< 10 ms
Kreiselsensoren/ Drehratensensor	Je nach Ausrichtung Roll-, Nick- und Gierwinkel	0,001°/s	direkt am Objekt	> 100 Hz	< 10 ms
Beschleunigungssensoren	Beschleunigung	0,1 - 10 mg	direkt am Objekt	> 100 Hz	< 10 ms
IMU/INS	Roll-, Nick- und Gierwinkel, Beschleunigung	0,2° - 0,6° für Winkel 0,1 - 10 mg für Beschleunigungen	direkt am Objekt	> 100 Hz	20 - 200 ms

Im Bereich der Baumaschinensteuerung gibt es eine Vielzahl von Kombinationen, der oben aufgeführten Sensoren. Je nach Baumaschine, zu erledigender Aufgabe und Budget des Unternehmers werden unterschiedliche Lösungen angeboten. Als Beispiel soll im nächsten Abschnitt ein Überblick von Sensorkombinationen im Bereich von Planierarbeiten gegeben werden. Unterschieden wird dabei zwischen 1D, 2D und 3D Steuerung. Dabei ist zu beachten, dass hier mit der jeweiligen Dimension D die Anzahl der Sensorinformationen gemeint ist.

3.2.2 Sensorkombinationen

Im einfachsten Fall beginnt die Baumaschinensteuerung bei Motorgradern und Planiertrauen mit dem Einsatz eines einzelnen Laser-Empfängers für einen Rotationslaser zur Höhenregelung (vgl. Abbildung 48). Durch die Hinzunahme eines weiteren Laser-Empfängers kann zusätzlich die Neigung des Werkzeuges bestimmt werden. In Kombination mit einem Neigungssensor wird das Verkippen des Werkzeuges nach Hinten (Tilt) berücksichtigt. Bei Motorgradern werden im 2D-Bereich für die Steuerung des Schildes Ultraschallsensoren angeboten, die zum Messen einer Höhenreferenz dienen. Diese Höhenreferenz kann z.B. die Oberfläche einer Straßenschicht oder ein Leitdraht sein. Eine weitere Möglichkeit bietet die Kombination eines Laser-Empfängers und eines Ultraschallsensor. Die höchste Genauigkeit wird bei Sensorkombinationen mit Positionssensoren wie Tachymeter oder GNSS erreicht. Eine Besonderheit bietet die direkte Kombination von GNSS-Antenne und Laser-Empfänger als Positionssensor. Hierbei wird die Höhengenaugkeit des Laser-Empfängers mit der

einfachen Handhabung der Positionsbestimmung des GNSS vereint. Die Positionssensoren werden immer in Verbindung mit Neigungssensoren verwendet, um neben der Position auch die räumliche Lage des Werkzeuges, hier des Planierschildes oder der Schar, bestimmen zu können. Zur Genauigkeitssteigerung können hier zusätzliche Neigungssensoren zur Bestimmung des Tilts des Mastes eingesetzt werden. Zu den neuesten Entwicklungen gehören die Kombinationen von einem GNSS-Sensor mit einer IMU. Die Einbau- und Arbeitsgeschwindigkeiten werden durch diese Kombination, wie sie auch aus der Flugzeug- und Fahrzeugnavigation bekannt ist, signifikant gesteigert.

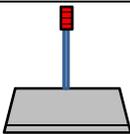
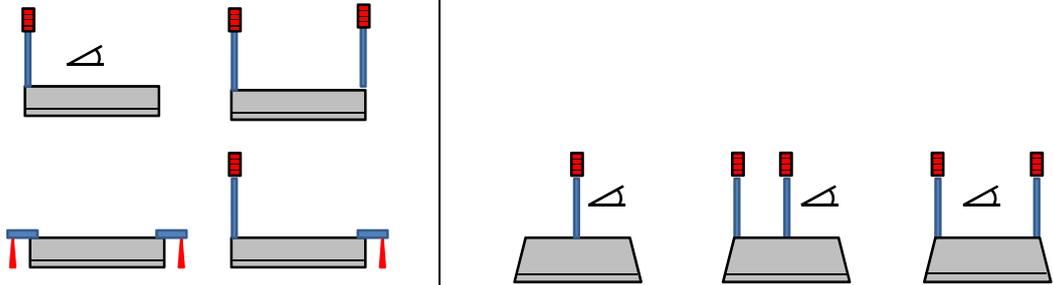
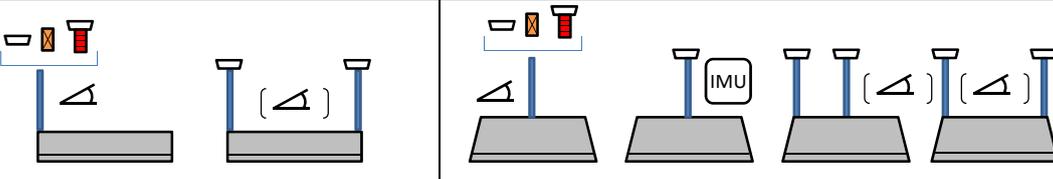
Höhe (1D)	
Höhe + Neigung (2D)	
Höhe + Position + Neigung (3D)	
Motorgrader	Planiererraupe
GPS  Rotationslaser  Tachymeter  GPS+  Rotationslaser 	Neigungssensoren  Inertiale Messeinheit (IMU)  Ultraschallsensoren  Um Neigungssensoren erweiterbar 

Abbildung 48: Übersicht der am Markt erhältlichen Sensorkombinationen für Motorgrader und Planiererraupe (nach LEICA 2011a, LEICA 2011b, TRIMBLE[®] 2007a, TOPCON 2010)

Durch dieses Beispiel wird sehr deutlich, wie schon für ein Werkzeug eine Vielfalt an Sensoren und Sensorkombinationen auf dem Markt angeboten wird. Aus diesem Grund ist es für den späteren Simulator sehr wichtig, geeignete Schnittstellen zu bieten, um ebenfalls eine Vielzahl von Sensorkombinationen ermöglichen zu können. Im nächsten Kapitel wird nun auf erreichbaren Genauigkeiten unterschiedlicher Sensorkombinationen eingegangen.

3.3 Genauigkeits- und Sensitivitätsanalyse bezüglich eingesetzter Sensoren im Bereich der Baumaschinensteuerung

Wie in Kapitel 2.2.2 gezeigt wurde, können die materialbeeinflussenden Punkte eines Werkzeuges meist nicht direkt gemessen werden. Die Position dieser Werkzeugpunkte wird gewöhnlich durch Messung eines exponierten Punktes an der Baumaschine und der Anwendung des entsprechenden geometrischen Werkzeugmodells bestimmt. Der Fehlerhaushalt, der sich bei dieser Extrapolation ergibt, ähnelt dem aus der Geodäsie bekannten „einseitig angehängten Polygonzug“. Hierbei wird über Polares Anhängen (vgl. KAHMEN 2005) mit Richtungswinkel und Strecke ein Punkt an den Anderen gehängt. Dies verschlechtert die Genauigkeit der Positionen mit der wachsenden Anzahl der Punkte. Zur Untersuchung wie sich die Genauigkeiten verschiedener Sensoren auf die Genauigkeit der Werkzeugpunkte auswirken, wird für zwei der in Kapitel 2.2.2 vorgestellten Werkzeugmodelle eine lokale Sensitivitätsanalyse durchgeführt. Hierfür werden für das Werkzeugmodell des Asphaltfertigers und der Planierdrape über das Varianzfortpflanzungsgesetz die entsprechenden Kovarianzmatrizen berechnet und daraus die für die einzelnen genauigkeitsbeeinflussenden Parameter die Varianzkomponenten bestimmt. Der Asphaltfertiger steht stellvertretend für Werkzeuge, bei denen die gesuchten Werkzeugpunkte aus nur einer gemessenen Position bestimmt werden und die Planierdrape entsprechend für Werkzeuge, bei denen die gesuchten Werkzeugpunkte aus zwei Positionen bestimmt werden. Anhand vorgegebener Szenarios werden signifikante Parameter identifiziert und beurteilt.

3.3.1 Kurze Einführung in die Sensitivitätsanalyse

Grundsätzlich ist vor dem Einsatz von Sensoren zu untersuchen, wie diese auf das Endergebnis, in unserem Fall der Position eines Werkzeugpunktes, wirken. Die Frage, die sich hierbei stellt, ist z.B. wie genau ein Sensor messen muss, um eine vorgegebene Genauigkeit noch einzuhalten. Für Genauigkeitsabschätzungen im Vermessungsbereich kennt der Geodät das Gesetz der Varianzfortpflanzung (vgl. BENNING 2007). Dabei wird im einfachsten Fall abgeschätzt, welche Genauigkeit für einzelne Messelemente erreicht werden muss, um eine bestimmte Punktgenauigkeit für eine genutzte Messanordnung einzuhalten. Die Genauigkeit wird hier über eine Standardabweichung ausgedrückt, welche die Quadratwurzel der Varianz repräsentiert. Die Punktgenauigkeit, die sich hieraus ergibt, gibt jedoch keinen Aufschluss über das Maß der Einwirkung einzelner Genauigkeiten bzw. Varianzen auf das System. In diesem Zusammenhang hat sich, wie in SIEBERTZ ET AL. (2010) aufgeführt, die Methode der Sensitivitätsanalyse (SA) durchgesetzt. Nach SIEBERTZ ET AL. (2010) basieren mathematische Modelle von realen Systemen oft aus vielen komplexen, nicht linearen und gekoppelten Gleichungssystemen. In vielen Fällen ist dabei interessant, welchen Einfluss die Varianz der Eingangsgrößen auf die Varianz der Ausgangsgrößen hat. Mit einer Sensitivitätsanalyse werden, unter anderem, Verfahren bezeichnet, die es erlauben, Kenngrößen zu bestimmen, die den Zusammenhang zwischen der Varianz der Eingangsgrößen und der Varianz der Ausgangsgrößen beschreiben. Im Allgemeinen werden in SIEBERTZ ET AL. (2010) drei Bereiche der Sensitivitätsanalyse unterschieden und folgendermaßen beschrieben:

Faktor Screening: Bei diesem Verfahren werden qualitative Einflüsse von Faktoren der Eingangsvariablen auf eine Ausgangsvariable ermittelt. Es wird hauptsächlich zur Unterscheidung signifikanter und nicht signifikanter Einflussgrößen eingesetzt. Hierbei wird jedoch keine quantitative Betrachtung vorgenommen.

Lokale Sensitivitätsanalyse: Eine lokale Sensitivitätsanalyse untersucht, welche Einflüsse bestimmte Faktoren an einem bestimmten Funktionswert der Ausgangsvariablen haben (z.B. lokales Minimum). Dabei wird durch Variation der Eingangswerte um kleine Beträge die Reaktion an Ausgangsvariablen betrachtet. → Varianzfortpflanzung bei linearen Modellen

Globale Sensitivitätsanalyse: Hier wird der Einfluss von Faktoren über den gesamten Definitionsbereich einer Funktion durch Variation der Eingangsgrößen untersucht. Die Verfahren der globalen Sensitivitätsanalyse eignen sich, um ein Verständnis für die Wichtigkeit einzelner Faktoren in einem nicht-linearen Modell zu erlangen.

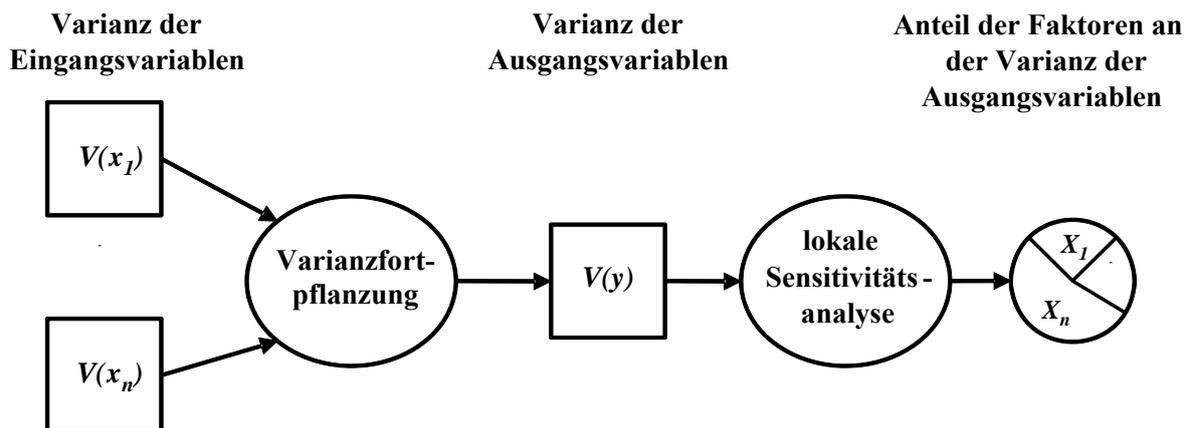


Abbildung 49: Ablauf einer lokalen Sensitivitätsanalyse (nach SIEBERTZ ET AL. 2010)

In Abbildung 49 wird der Ablauf einer lokalen Sensitivitätsanalyse gezeigt. Zunächst werden mit Hilfe der Varianzfortpflanzung die Varianzen der Ausgangsvariablen berechnet. Anhand der einzelnen sich ergebenden Varianzen wird ein Bezug zur Gesamtvarianz hergestellt (lokale Sensitivitätsanalyse). Der Bezug kann in Prozent für jeden Anteil angegeben und miteinander verglichen werden. Je größer der Einfluss desto höher die Prozentzahl. Grundsätzlich muss hier gesagt werden, dass dieses Vorgehen normalerweise nur bei linearen Modellen eingesetzt werden sollte, da nicht-lineare Anteile der Varianzen im Ergebnis nicht berücksichtigt werden. Das hängt damit zusammen, dass bei der Varianzfortpflanzung eine Linearisierung des Modells über eine Taylorreihenentwicklung durchgeführt wird und nach dem ersten Glied der Taylorreihe abgebrochen wird. Jedoch konnte in RAMM (2008) gezeigt werden, dass der Einfluss dieser nicht-linearen Anteile nicht immer gleich ist. So wurde zum Beispiel für das polare Anhängen beim Ergebnis der Sensitivitätsanalyse im Vergleich zur Varianzfortpflanzung kein Unterschied festgestellt. Ebenso wurde beim Beispiel einer Kreisbewegung, bei welcher der Einfluss eines Kreiselsensors und eines GPS-Sensors untersucht wurden, erst ein signifikanter Effekt aufgedeckt nachdem die Genauigkeit des GPS-Sensors auf mehrere Meter verschlechtert wurde. Da in den nachfolgenden Beispielen die a priori Genauigkeiten den cm-Bereich nicht überschreiten und auch die Winkelgenauigkeiten im Bereich von $0,1^\circ$ - $0,3^\circ$ liegen, kann das Modell numerisch als linear angesehen werden, sodass dieser Ansatz für eine erste Betrachtung ausreicht. Ein Vorteil dieser Vorgehensweise ist, dass für die gewünschten Szenarien das direkte Berechnen der Varianzanteile möglich ist. Das heißt, ist das Modell für die Varianzfortpflanzung aufgestellt, können verschiedene Szenarien direkt berechnet und untersucht werden. Im Gegensatz dazu müssen bei einer globalen Sensitivitätsanalyse, die die nicht-linearen Anteile berücksichtigt, zuerst für jedes Szenario eine ausreichende Anzahl an Eingangsdaten über eine Monte-Carlo-Simulation generiert werden. Dies bedeutet einen erheblichen Mehraufwand, der aus praktischer Sicht nicht immer vertretbar ist. Vertiefende Informationen zur Sensitivitätsanalyse, unter anderem auch zur globalen Sensitivitätsanalyse, finden sich in SALTELLI ET AL. (2004), RAMM (2008) und SCHWIEGER (2005). Im Folgenden werden die einzelnen durchgeführten Schritte zur lokalen Sensitivitätsanalyse genauer erklärt.

3.3.2 Vorgehen beim Berechnen der Varianzen

Für die Bestimmung der Varianzanteile wird hier, wie vorher erwähnt, eine Kovarianzmatrix auf Grundlage des Varianzfortpflanzung-Gesetzes bestimmt. Nach NIEMEIER (2008) wird die Varianz einer Zufallsgröße mit Hilfe einer linearen Funktion berechnet, die auf eine oder mehrere Zufallsvariablen angewendet wird. Diese Zufallsvariablen sind zum Beispiel Messwerte. Für nicht-lineare Funktionen muss diese im ersten Schritt linearisiert werden. Dies geschieht über eine Taylor-Reihenentwicklung auf Grundlage des Newton-Iterationsverfahrens (vgl. NIEMEIER 2008). Dabei wird zu Grunde gelegt, dass eine Funktion im Nachbarschaftsbereich durch eine Tangentengleichung approximiert werden kann, wenn diese Funktion stetig differenzierbar ist. Mit genügend genauen Näherungswerten kann hierdurch jede nicht-lineare Funktion durch eine Reihenentwicklung approximiert werden. Diese Reihenentwicklung ist die bereits genannte Taylor-Reihe. Nach der Linearisierung kann eine Varianzfortpflanzung durchgeführt werden. Für die weitere Berechnung der

Varianzfortpflanzung wird nun die allgemeine Form nach NIEMEIER (2008) in Vektorschreibweise eingeführt:

$$\Sigma_{ff} = F \cdot \Sigma_{ll} \cdot F^T \quad (3-17)$$

Dabei ergibt sich Σ_{ff} aus dem Produkt der quadrierten Jacobi-Matrix F und der Kovarianzmatrix Σ_{ll} der Zufallsvariablen. Die Jacobi-Matrix ist hierbei mit den partiellen Ableitungen eines funktionalen Modells besetzt und die Kovarianzmatrix mit den jeweiligen Varianzen und eventuell Kovarianzen der Zufallsvariablen. Das funktionale Modell ist die Funktion für die eine Varianzfortpflanzung durchgeführt werden soll. Vertiefende Informationen hierzu findet man in NIEMEIER (2008) oder BENNING (2007).

3.3.3 Berechnung der Varianzanteile

Die funktionalen Modelle für die Berechnung der Varianzanteile sind die in Kapitel 2.2.2 vorgestellten geometrischen Modellierungen der Werkzeuge für eine Planierraupe und für einen Asphaltfertiger. Im Folgenden soll nun die Aufstellung der oben genannten Matrix F und der a priori Kovarianzmatrix Σ_{ll} für das Beispiel des Asphaltfertigers gezeigt werden. Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden hier nur die Variablen der Gleichungen dargestellt. Das funktionale Modell ergibt sich am Beispiel des Asphaltfertigers aus den Gleichungen (2-100) - (2-105) für die Werkzeugpunkte $P1$ und $P2$. Die Elemente der Zufallsvariablen ergeben sich aus den Elementen, aus denen $P1$ und $P2$ berechnet werden. Dies sind die Koordinaten der gemessenen Punkte $P_{gem,t-1}(X,Y)$ und $P_{gem,t}(X,Y,Z)$, die festen Bauteile w_1, b_1, b_2, h_1, h_2 , die beweglichen Bauteile b_3, b_4 , die gemessene Mastneigung Θ und der gemessene Längswinkel Φ . Hieraus ergibt sich die Matrix F , die mit den partiellen Ableitungen der Zufallsvariablen folgendermaßen besetzt wird:

$$F = \begin{matrix} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial X_{gem,t-1}} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial Y_{gem,t-1}} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial X_{gem,t}} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial Z_{gem,t}} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial w_1} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial b_1} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial b_2} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial b_3} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial b_4} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial h_1} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial h_2} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial \Theta} & \frac{\partial X_{P1}}{\partial \Phi} \\ \frac{\partial X_{gem,t-1}}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial Y_{gem,t-1}}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial X_{gem,t}}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial Y_{gem,t}}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial Z_{gem,t}}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial w_1}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial b_1}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial b_2}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial b_3}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial b_4}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial h_1}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial h_2}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial \Theta}{\partial Y_{P1}} & \frac{\partial \Phi}{\partial Y_{P1}} \\ \frac{\partial X_{gem,t-1}}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial Y_{gem,t-1}}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial X_{gem,t}}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial Y_{gem,t}}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial Z_{gem,t}}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial w_1}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial b_1}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial b_2}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial b_3}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial b_4}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial h_1}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial h_2}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial \Theta}{\partial Z_{P1}} & \frac{\partial \Phi}{\partial Z_{P1}} \\ \frac{\partial X_{P2}}{\partial X_{gem,t-1}} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial Y_{gem,t-1}} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial X_{gem,t}} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial Z_{gem,t}} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial w_1} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial b_1} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial b_2} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial b_3} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial b_4} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial h_1} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial h_2} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial \Theta} & \frac{\partial X_{P2}}{\partial \Phi} \\ \frac{\partial Y_{P2}}{\partial X_{gem,t-1}} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial Y_{gem,t-1}} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial X_{gem,t}} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial Z_{gem,t}} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial w_1} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial b_1} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial b_2} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial b_3} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial b_4} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial h_1} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial h_2} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial \Theta} & \frac{\partial Y_{P2}}{\partial \Phi} \\ \frac{\partial X_{gem,t-1}}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial Y_{gem,t-1}}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial X_{gem,t}}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial Y_{gem,t}}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial Z_{gem,t}}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial w_1}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial b_1}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial b_2}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial b_3}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial b_4}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial h_1}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial h_2}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial \Theta}{\partial Z_{P2}} & \frac{\partial \Phi}{\partial Z_{P2}} \\ \frac{\partial X_{gem,t-1}}{\partial Y_{gem,t-1}} & \frac{\partial X_{gem,t}}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial X_{gem,t}}{\partial Z_{gem,t}} & \frac{\partial Y_{gem,t}}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial Y_{gem,t}}{\partial Z_{gem,t}} & \frac{\partial Z_{gem,t}}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial w_1}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial b_1}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial b_2}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial b_3}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial b_4}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial h_1}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial h_2}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial \Theta}{\partial Y_{gem,t}} & \frac{\partial \Phi}{\partial Y_{gem,t}} \end{matrix} \quad (3-18)$$

Bei der a priori Kovarianzmatrix werden nur die Hauptdiagonalelemente mit den theoretischen Varianzen der Zufallsvariablen besetzt. Auf Grund der unbekanntenen Korrelationen bleiben Nebendiagonalelemente unbesetzt. Die Abfolge der Varianzen der Hauptdiagonalen, entspricht der Abfolge der partiellen Ableitungen in (3-18). Für die Berechnung der partiellen Ableitungen wird die „symbolic toolbox“ von Matlab[®] verwendet.

Daraus ergibt sich für Σ_{ll} :

$$\Sigma_{ll} = \begin{pmatrix} \sigma_{X_{gem,t-1}}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{Y_{gem,t-1}}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{X_{gem,t}}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \sigma_{Y_{gem,t}}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & \sigma_{Z_{gem,t}}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \sigma_{w_1}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \sigma_{b_1}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \sigma_{b_2}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \sigma_{b_3}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \sigma_{b_4}^2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \sigma_{h_1}^2 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \sigma_{h_2}^2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \sigma_{\theta}^2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \sigma_{\phi}^2 \end{pmatrix} \quad (3-19)$$

Durch Anwendung der Gleichung (3-17) ergeben sich für die Berechnung der Varianzen für $P1$ und $P2$ die Gleichungen (3-20) - (3-25) (vgl. RAMM 2008).

$$\sigma_{X_{P1}}^2 = f_{1,1}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t-1}}^2 + f_{1,2}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t-1}}^2 + f_{1,3}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t}}^2 + f_{1,4}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t}}^2 + f_{1,5}^2 \cdot \sigma_{Z_{gem,t}}^2 + f_{1,6}^2 \cdot \sigma_{w_1}^2 + f_{1,7}^2 \cdot \sigma_{b_1}^2 \quad (3-20)$$

$$\sigma_{Y_{P1}}^2 = f_{2,1}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t-1}}^2 + f_{2,2}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t-1}}^2 + f_{2,3}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t}}^2 + f_{2,4}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t}}^2 + f_{2,5}^2 \cdot \sigma_{Z_{gem,t}}^2 + f_{2,6}^2 \cdot \sigma_{w_1}^2 + f_{2,7}^2 \cdot \sigma_{b_1}^2 \quad (3-21)$$

$$\sigma_{Z_{P1}}^2 = f_{3,1}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t-1}}^2 + f_{3,2}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t-1}}^2 + f_{3,3}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t}}^2 + f_{3,4}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t}}^2 + f_{3,5}^2 \cdot \sigma_{Z_{gem,t}}^2 + f_{3,6}^2 \cdot \sigma_{w_1}^2 + f_{3,7}^2 \cdot \sigma_{b_1}^2 \quad (3-22)$$

$$\sigma_{X_{P2}}^2 = f_{4,1}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t-1}}^2 + f_{4,2}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t-1}}^2 + f_{4,3}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t}}^2 + f_{4,4}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t}}^2 + f_{4,5}^2 \cdot \sigma_{Z_{gem,t}}^2 + f_{4,6}^2 \cdot \sigma_{w_1}^2 + f_{4,7}^2 \cdot \sigma_{b_1}^2 \quad (3-23)$$

$$\sigma_{Y_{P2}}^2 = f_{5,1}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t-1}}^2 + f_{5,2}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t-1}}^2 + f_{5,3}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t}}^2 + f_{5,4}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t}}^2 + f_{5,5}^2 \cdot \sigma_{Z_{gem,t}}^2 + f_{5,6}^2 \cdot \sigma_{w_1}^2 + f_{5,7}^2 \cdot \sigma_{b_1}^2 \quad (3-24)$$

$$\sigma_{Z_{P2}}^2 = f_{6,1}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t-1}}^2 + f_{6,2}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t-1}}^2 + f_{6,3}^2 \cdot \sigma_{X_{gem,t}}^2 + f_{6,4}^2 \cdot \sigma_{Y_{gem,t}}^2 + f_{6,5}^2 \cdot \sigma_{Z_{gem,t}}^2 + f_{6,6}^2 \cdot \sigma_{w_1}^2 + f_{6,7}^2 \cdot \sigma_{b_1}^2 \quad (3-25)$$

Dabei entspricht der Varianzanteil S_n einer Zufallsvariable n bezüglich der Gesamtvarianz σ_i^2 :

$$S_n = \frac{f_{i,n}^2 \cdot \sigma_n^2}{\sigma_i^2} \quad (3-26)$$

Für die Berechnung der Varianzanteile der Planierraupe wird analog vorgegangen. Nach der Berechnung können die Varianzanteile tabellarisch oder in Diagrammen dargestellt werden. Ein Beispiel für die Darstellung als Diagramm zeigt Abbildung 50. Auf der linken Seite ist das Ergebnis für einen Asphaltfertiger zu sehen und auf der rechten Seite, das einer Planierraupe. Beide bewegen sich in Richtung der X-Achse. Hier sind in Richtung der X-Achse deutlich größere Varianzanteile zu sehen, als in Richtung der Y-Achse. (X_{P1} , X_{P2}). Aufgrund der unsymmetrischen Anordnung des Mastes in Bezug zum Werkzeug zeigt das Ergebnis des Asphaltfertigers einen deutlichen höheren Anteil im weiter extrapolierten Punkt X_{P2} . Da die Planierraupe (rechts) eine symmetrische Anordnung von Sensor und Werkzeug aufweist, sind die Varianzanteile nahezu symmetrisch verteilt.

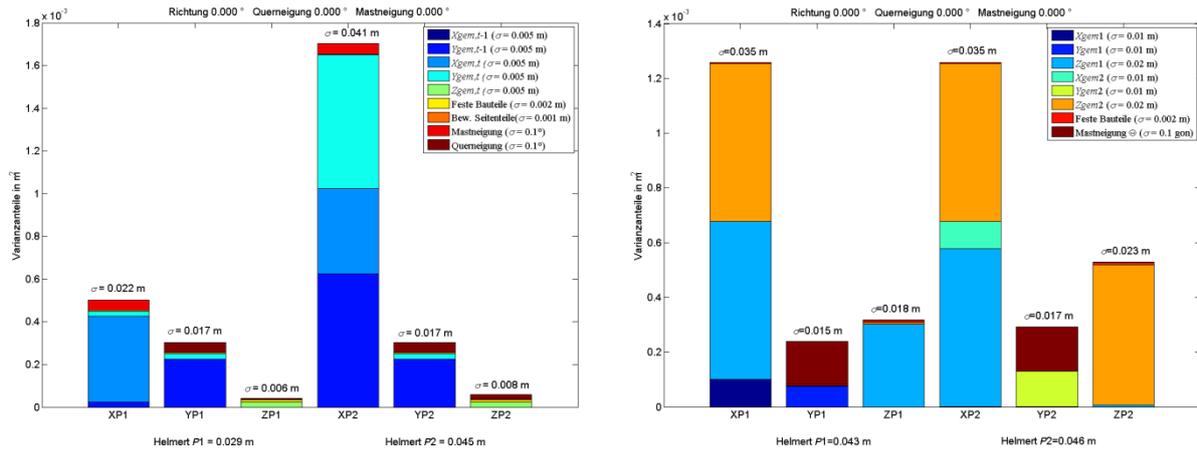


Abbildung 50: Ergebnis der lokalen Sensitivitätsanalyse Asphaltfertiger (links) und Planierraupe (rechts)

Detailliertere Angaben zu den jeweiligen Ergebnissen werden in Kapitel 3.3.5 gegeben. Auf Grund der umfangreichen Informationen werden in Kapitel 3.3.5 alle Ergebnisse in Tabellenform aufgeführt, da dadurch eine genauere Analyse bezüglich der einzelnen Varianzen möglich ist.

3.3.4 Vergleich zwischen Toleranz und Standardabweichung

Toleranz und Standardabweichung nach DIN 18710-1

In der Geodäsie wird die geometrische Qualität als Genauigkeit in Form einer Standardabweichung ausgedrückt. Diese ergibt sich auf Grundlage zufälliger Prozesse während eines Messvorgangs, z.B. für ein zu messendes Streckenelement. Im Bereich des Bauingenieurwesens hingegen wird eine geometrische Qualität, in der ein zu bauendes Objekt ausgeführt werden soll, mit einer Toleranz angegeben. Diese Toleranz gibt einen Bereich um eine vorgegebene Größe (Nennmaß oder Sollmaß) an, der während der Herstellung nicht überschritten werden darf. Vor und während des Herstellungsprozesses werden Istmaße durch Messvorgänge bestimmt und gegenüber Sollmaßen kontrolliert. Die vorgegebene Toleranz kann dadurch nur in Abhängigkeit einer bestimmten Standardabweichung des Messvorgangs überprüft werden. Der Zusammenhang zwischen einer vorgegebenen Toleranz und der durch einen Messvorgang erreichbaren Standardabweichung ist für die nachfolgende Genauigkeitsbetrachtung der Werkzeugpunkte wichtig und wird im Weiteren genauer erläutert.

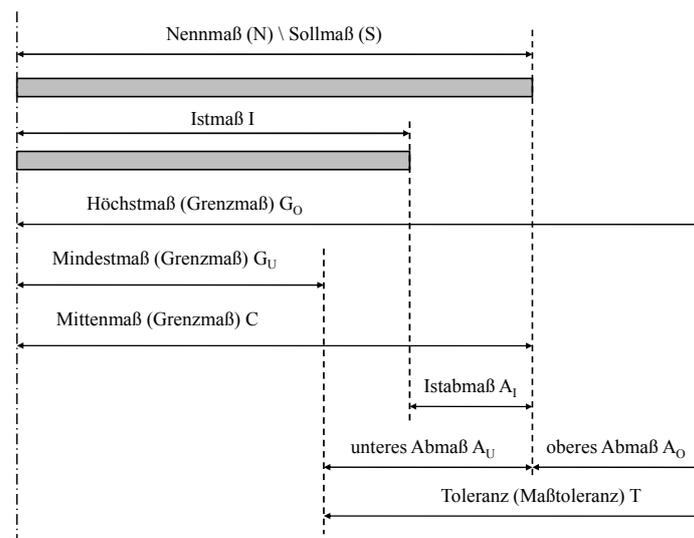


Abbildung 51: Grafische Darstellung von Maßen (nach DIN 18710-1)

Nach DIN 18202 wird eine Toleranz zur Begrenzung der Abweichung von Größe, Gestalt und Lage von Bauteilen vorgegeben. Dabei berechnet sich die Toleranz (Maßtoleranz) nach DIN 18710-1 aus

der Addition des unteren Abmaßes A_U und oberen Abmaßes A_O (vgl. Abbildung 51). Das obere Abmaß ergibt sich durch die Differenz aus Mittenmaß C und Höchstmaß G_O . Das untere Abmaß berechnet sich aus der Differenz zwischen Mindestmaß G_U und dem Mittenmaß C . Das Mittenmaß C wird durch das Sollmaß S vorgegeben. Die Differenz zwischen Istmaß I und Sollmaß S ergibt das Istabmaß A_I . Das Istmaß I wird durch einen Messvorgang ermittelt und unterliegt einer Messunsicherheit, die durch eine Standardabweichung ausgedrückt wird. Diese Standardabweichung darf dabei einen bestimmten Wert (Messgenauigkeit) nicht überschreiten, um die Einhaltung der Toleranz T zu gewährleisten. Die Toleranz T lässt sich in Ausführungstoleranz T_A und Vermessungstoleranz T_M aufspalten und nach DIN 18710-1 mit folgender Gleichung berechnen:

$$T = \sqrt{T_M^2 + T_A^2} \quad (3-27)$$

Für die Berechnung der einzuhaltenden Messgenauigkeit muss zunächst die Vermessungstoleranz T_M ermittelt werden. Diese berechnet sich nach DIN 18710-1 unter der Voraussetzung von (3-27) mit folgender Gleichung:

$$T_M = T\sqrt{1 - (1 - p)^2} \quad (3-28)$$

Der Anteilfaktor p gibt dabei an, wie viel Prozent der Vermessungstoleranz zugestanden wird. Nach DIN 18710-1 liegen gebräuchliche Werte für p zwischen $0,1 \leq p \leq 0,3$. Dies ergibt für die Messtoleranz T_M einen Bereich von:

$$0,44T \leq T_M \leq 0,71T \quad (3-29)$$

Für die weiteren Schritte wird eine symmetrische Toleranz angenommen. Falls $A_U \neq A_O$ kann nach MÖHLENBRINK ET AL. (2002) mit

$$T = 2 \cdot \min\{A_U, A_O\} \quad (3-30)$$

eine symmetrische Toleranz gebildet werden. Für die Berechnung der einzuhaltenden Standardabweichung σ_x wird nach DIN 18710-1 unter Vorgabe eines Vertrauensniveaus $1 - \alpha$ (Normalverteilung) der Faktor k bestimmt und folgende Gleichung verwendet:

$$\sigma_x = \frac{T_M}{2k} \quad (3-31)$$

Beispiel: Gegeben sei eine für einen Baukörper einzuhaltende Toleranz von $T = 7$ mm. Der Anteilfaktor p wird auf 0,3 festgelegt und das Vertrauensniveau beträgt auf Grundlage der Normalverteilung $1 - \alpha = 95\%$, was einem Faktor $k = 1,96$ entspricht. Daraus ergibt sich für die einzuhaltende Standardabweichung:

$$\sigma_x = \frac{T_M}{2k} = \frac{0,71T}{2 \cdot 1,96} = \frac{4,97 \text{ mm}}{3,92} = 1,3 \text{ mm} \quad (3-32)$$

Wie man erkennen kann, verbleibt für die einzuhaltende Standardabweichung nur etwa ein Siebtel der vorgegebenen Toleranz. Es muss also ein deutlich niedrigerer Wert für die Standardabweichung des Messvorgangs erreicht werden, als die Toleranz vorgibt. Dies ist für die spätere Genauigkeitsbetrachtung der Werkzeugmodelle im nachfolgenden Kapitel zu berücksichtigen. Im nachfolgenden Kapitel werden hierfür die nach DIN vorgegebenen Toleranzen in Standardabweichungen umgerechnet.

Berechnung der geforderten Standardabweichungen im Straßenbau

Zur besseren Einordnung der erreichbaren Genauigkeiten für die einzelnen Werkzeugpunkte der verschiedenen Werkzeuge im nachfolgenden Kapitel, werden hier, die nach DIN vorgegebenen Toleranzen in Standardabweichungen umgerechnet. Als Grundlage für die einzuhaltenden Toleranzen der unterschiedlichen Schichten des Oberbaus einer Straße, werden die Vorgaben aus DIN 18315, DIN 18316 und DIN 18317 verwendet.

In den oben genannten DIN-Vorschriften werden grundsätzlich zwei geometrische, für den Einbau wichtige Grenzabweichungen vorgegeben. Zum einen ist dies die „profilgerechte Lage“, welche eine maximale Abweichung der jeweiligen einzubauenden Schicht zu einer vorgegebenen Höhe angibt. Zum anderen ist dies eine Ebenheitsforderung, bei der auf einer vorgegebenen Länge die maximale Abweichung, als Stichmaß zu einer Fluchtkante nicht überschritten werden darf. Zum besseren Verständnis für die Bestimmung des Stichmaßes für die Ebenheitsforderung, werden in Abbildung 52 zwei Methoden nach DIN 18202 gezeigt.

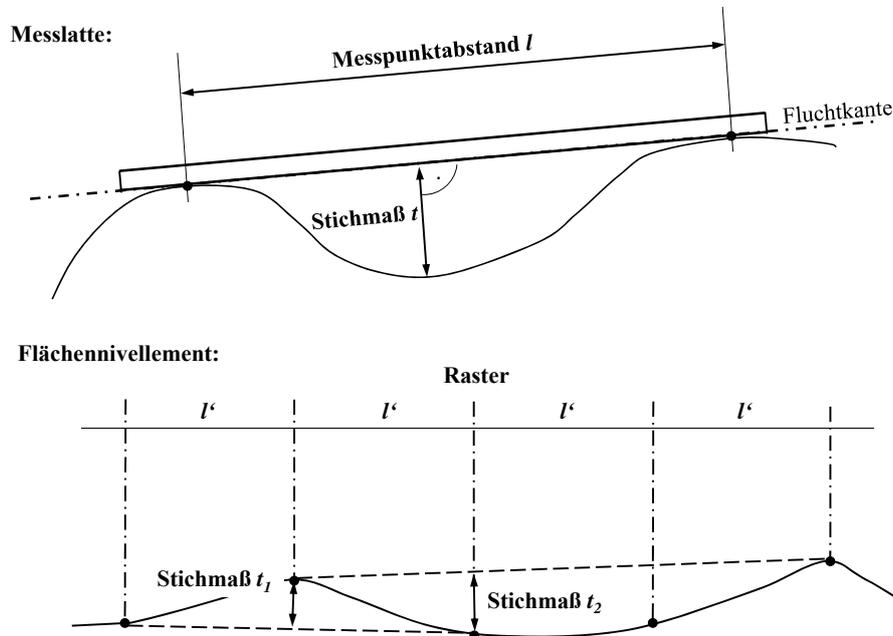


Abbildung 52: Ermittlung der Ebenheitsabweichung (nach DIN 18202)

Für die erste Messmethode wird eine Richtlatte mit einer bestimmten Länge auf die zu überprüfende Oberfläche gelegt und die Abweichung zur Fluchtkante der Richtlatte als Stichmaß t gemessen. Für die zweite Methode wird ein Flächennivellement der Oberfläche durchgeführt. Hierfür wird die Fläche in ein gleichmäßiges Raster unterteilt. Auf den Rasterschnittpunkten werden die Messungen vorgenommen. Als Ergebnis zählt immer das Stichmaß t_i mit der größten Abweichung. Im Straßenbau ist die Länge der auf Ebenheit zu überprüfenden Strecke mit 4 m vorgegeben (vgl. DIN 18315, DIN 18316 und DIN 18317).

Da es sich bei den oben genannten Maßangaben der „profilgerechten Lage“ und der „Ebenheit“ um Grenzabweichungen handelt, müssen diese vor der Berechnung der einzuhaltenden Standardabweichung zuerst in eine Toleranz umgerechnet werden. Als Grenzabweichung wird nach DIN 18202 die Differenz zwischen Höchstmaß und Nennmaß (oberes Abmaß) oder Mindestmaß und Nennmaß (unteres Abmaß) bezeichnet. Unter Verwendung von (3-30) kann daraus die geforderte Toleranz berechnet werden. Im nächsten Schritt wird diese in die einzuhaltende Messtoleranz (T_M) mit (3-28) berechnet. Im letzten Schritt kann die Messtoleranz mit (3-31) in die einzuhaltende Standardabweichung umgerechnet werden. In Tabelle 4 werden die so berechneten Toleranzen (T) den Standardabweichungen (SD) gegenübergestellt. Die Standardabweichungen werden für das Intervall aus (3-29) unter der Annahme einer Normalverteilung für $1 - \alpha = 95\%$ berechnet, um den Bereich für die in der Praxis gebräuchlichen Werte abzudecken. Zusätzlich sind die in den DIN-Normen genannten Grenzabweichungen für die „profilgerechte Lage“ und die „Ebenheit“ aufgeführt. In der letzten Spalte werden die Baumaschinen aufgeführt, die für die jeweilige einzubauende Schicht eingesetzt werden.

Tabelle 4: Gegenüberstellung von Toleranz und Standardabweichung im Straßenbau

		Grenz- abweichung	T	T_M (0,44)	T_M (0,71)	SD (0,44)	SD (0,71)	Baumaschinen
Trag-, Frostschutz-, Planumsschutzschichten								
(DIN 18315)	Profilg. Lage	0,040 m	0,080 m	0,066 m	0,077 m	0,017 m	0,020 m	Ra, Ba, Mo, Wa
	Ebenheit	0,030 m	0,060 m	0,050 m	0,057 m	0,013 m	0,015 m	Ra, Ba, Mo, Wa
Asphalt								
(DIN 18316)	Profilg. Lage	0,030 m	0,060 m	0,050 m	0,057 m	0,013 m	0,015 m	Af, Wa
Asphalttragschichten	Ebenheit	0,020 m	0,040 m	0,033 m	0,038 m	0,008 m	0,010 m	Af, Wa
Asphalttragdeckschichten	Ebenheit	0,015 m	0,030 m	0,025 m	0,029 m	0,006 m	0,007 m	Af, Wa
Asphaltbinderschichten	Ebenheit	0,010 m	0,020 m	0,017 m	0,019 m	0,004 m	0,005 m	Af, Wa
Beton								
(DIN 18317)	Profilg. Lage	0,030 m	0,060 m	0,050 m	0,057 m	0,013 m	0,015 m	Gf
Hydraulisch geb. Tragschichten	Ebenheit	0,020 m	0,040 m	0,033 m	0,038 m	0,008 m	0,010 m	Gf
Betontragschichten	Ebenheit	0,020 m	0,040 m	0,033 m	0,038 m	0,008 m	0,010 m	Gf
Betondecken	Ebenheit	0,010 m	0,020 m	0,017 m	0,019 m	0,004 m	0,005 m	Gf

Bagger (Ba), Raupe (Ra), Motorgrader (Mo), Asphaltfertiger (Af), Gleitschalungsfertiger (Gf), Walze (Wa)

Beim Vergleich der zu erreichenden Standardabweichungen wird deutlich, dass bei der Ebenheitsvorgabe eine deutlich höhere Genauigkeit erreicht werden muss, als bei der Vorgabe der profilgerechten Lage. Die zu erreichenden Standardabweichungen bestätigen die Vorgaben für die Höhengenaugigkeiten der einzelnen Baumaschinen von Tabelle 2 in Kapitel 1.3, wenn für $p = 0,3$ ($0,71T_M$) angesetzt wird. Im Falle für $p = 0,1$ ($0,44T_M$) werden geringfügig höhere Genauigkeiten laut DIN gefordert. Für Lagegenauigkeiten werden nach DIN keine Angaben gemacht. Aus diesem Grund werden für die nun folgenden Untersuchungen, die aus Tabelle 2 in Kapitel 1.3 aufgeführten Werte für die Lagegenauigkeit verwendet.

3.3.5 Ergebnisse der Genauigkeitsuntersuchung

Bei der nachfolgenden Genauigkeitsuntersuchung wird in verschiedenen Szenarien die Wirkungsweise unterschiedlicher Sensoren auf die Varianz mit der zuvor beschriebenen Vorgehensweise durchgeführt. Dabei werden unterschiedliche Einflüsse untersucht, welche sich auf die Varianzanteile und Standardabweichungen der Werkzeugpunkte auswirken. Betrachtet wird unter anderem der Einfluss unterschiedlicher Orientierungen des Fahrzeugs, der Einfluss der Genauigkeit einzelner Sensoren und der Einfluss der Genauigkeit aus der Orientierungsberechnung. Daraus ergeben sich folgende Szenarien:

- Szenario 1: Einfluss der Fahrtrichtung eines Asphaltfertigers auf die Genauigkeit der Koordinaten des Werkzeuges,
- Szenario 2: Einfluss unterschiedlicher Genauigkeitsklassen von Neigungssensoren auf die Positionsgenauigkeit des Werkzeuges eines Asphaltfertigers,
- Szenario 3: Einfluss von Positionssensoren unterschiedlicher Genauigkeit auf die Positionsgenauigkeit des Werkzeuges eines Asphaltfertigers,
- Szenario 4: Einfluss der Fahrtrichtung einer Raupe auf die Genauigkeit der Koordinaten des Planierschildes,
- Szenario 5: Einfluss der Genauigkeit des Mastneigungssensors auf die Positionsgenauigkeit des Schildes einer Planieraupe,
- Szenario 6: Untersuchung der Genauigkeitssteigerung für die Berechnung der Orientierung als Pseudosensor auf Grundlage einer ausgleichenden Gerade.

Bei den einzelnen Szenarien werden jeweils alle Größen, die in die Untersuchung eingehen, in einer Tabelle zusammengestellt. Die Varianzanteile der festen Bauteile des Werkzeuges, also solche bei denen sich die Abmessungen aus konstruktiven Gründen nicht ändern können, werden bei allen Auswertungen zu einem Varianzanteil zusammengefasst. Dies rechtfertigt sich durch die Annahme, dass diese Teile alle mit der gleichen Genauigkeit vermessen werden. In den Tabellen mit den aufgeführten Varianzanteilen sind die Standardabweichungen (SD) und die zwei größten Varianzanteile fett hervorgehoben. Zusätzlich wird zu jeder Auswertung der Helmert'sche Punktfehler (NIEMEIER 2008) mit angegeben. Dieser gibt Aufschluss über die Genauigkeit des gesamten Punktes und errechnet sich aus der Quadratwurzel der aufsummierten Varianzen der Koordinaten.

Szenario 1: Fahren in unterschiedliche Richtungen (Asphaltfertiger)

Zur Untersuchung der einzelnen Varianzkomponenten werden verschiedene Orientierungen (Fahrtrichtungen) für die Baumaschine vorgegeben. Die Orientierungen bleiben dabei im ersten Quadranten, wobei die Ergebnisse auf die anderen drei Quadranten des Koordinatensystems übertragbar sind. Untersucht werden jeweils die beiden Maxima von Sinus und Kosinus (90° und 0°), wodurch eine Fahrtrichtung parallel zur X-Achse und eine Fahrtrichtung parallel zur Y-Achse resultiert. Eine weitere untersuchte Orientierung hat den Wert 45° (Richtung der 1. Winkelhalbierenden), hier nehmen Sinus und Kosinus denselben Wert an. Die vorgegebenen Varianzen ergeben sich aus den angegebenen Genauigkeiten aus Tabelle 3 in Kapitel 3.2. Die Positionsgenauigkeiten ergeben sich für einen Tachymeter, der Abstand der beweglichen Bohlenteile (b_3 , b_4) der Ausziehbohle wird in diesem Fall mit einem Seilzugsensor gemessen. Dabei wird im gezeigten Fall des Asphaltfertigers das Werkzeug nur bis zur Ausziehbohle betrachtet. Weitere Anbauteile zur Vergrößerung der Einbaubreite werden hier nicht berücksichtigt. Die Bohlenbreite orientiert sich an einen Asphaltfertiger des Typs AB600-2 der Firma Vögele (VÖGELE 2008b). Die Grundbreite der Bohle beträgt bei diesem Typ 3 m, die Ausziehbohlen können jeweils auf 1,50 m ausgezogen werden. Ohne Anbauteile beträgt die maximale Bohlenbreite demnach 6 m. Dies ist der derzeit größte von Vögele angebotene Asphaltfertiger mit Ausziehbohle. Für die erste Betrachtung wird keine Mast- und Querneigung des Werkzeuges angenommen. Die Berechnung der Orientierung erfolgt über zwei gemessene Punkte. Um den Einfluss der Punktgenauigkeit auf die berechnete Orientierung zu verdeutlichen, wird ein kurzer Abstand (Basis) zwischen den Punkten von 1 m gewählt. Ein Beispiel für die Berechnung einer vergrößerten Basis wird in Szenario 3 gegeben. Da sich in diesem Szenario nur die Orientierung des Werkzeuges ändert, muss der Helmert'sche Punktfehler bei den verschiedenen Fahrtrichtungen konstant bleiben. In Tabelle 5 werden alle eingehenden Größen mit den dazugehörigen Genauigkeiten in Form von theoretischen Standardabweichungen aufgeführt.

Tabelle 5: Eingangsgrößen Szenario 1

Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit	Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit
$X_{gem,t-1}$	100,000 m	0,005 m	b_2	2,500 m	0,002 m
$Y_{gem,t-1}$	100,000 m	0,005 m	b_3	1,500 m	0,001 m
$X_{gem,t}$	variabel	0,005 m	b_4	1,500 m	0,001 m
$Y_{gem,t}$	variabel	0,005 m	h_1	3,000 m	0,002 m
$Z_{gem,t}$	20,500 m	0,005 m	h_2	1,000 m	0,002 m
w_1	1,500 m	0,002 m	Θ	0,000°	0,100°
b_1	0,500 m	0,002 m	Φ	0,000°	0,100°

Zunächst wird eine Fahrt in Richtung der X-Achse betrachtet (vgl. Tabelle 6). Da die Ausrichtung der Bohle senkrecht zur Fahrtrichtung in Richtung der Y-Achse steht, haben die Varianzanteile der gemessenen Y-Koordinaten auf die X-Koordinaten X_{P1} und X_{P2} der Werkzeugpunkte den größten Einfluss. Bei den Y-Koordinaten der Werkzeugpunkte haben die gemessenen Y-Koordinaten zum Zeitpunkt $t - 1$ und die Querneigung den größten Einfluss. Durch den hohen Varianzanteil der zurückliegenden Y-Koordinate zeigt sich, dass die Berechnung der Orientierung einen großen Einfluss auf die Lagegenauigkeit der Werkzeugpunkte hat. Dieser wirkt sich jedoch mehr in der Genauigkeit der X-Koordinaten der Werkzeugpunkte aus. In der Höhe des Werkzeugpunktes hat die Z-Koordinate des gegenwärtigen Positionspunktes zum Zeitpunkt t und die Querneigung den größten Einfluss.

Sowohl für die Y-Koordinaten, als auch für die Z-Koordinaten spielt durch die Extrapolation der Werkzeugpunkte, vorgegeben durch die Breite der Bohle, eine große Rolle. Da bei Z_{P2} über einen längeren Weg extrapoliert werden muss, ist hier der Einfluss größer. Die Standardabweichungen der Höhe sind besser, als die der Lage. Hier hat die Genauigkeit der Orientierung keinen Einfluss auf die Berechnung der Höhenkoordinaten Z_{P1} und Z_{P2} . Dies wird dadurch verdeutlicht, indem die Lagekoordinaten der gemessenen Punkte keine Varianzanteile bei den Höhenkoordinaten Z_{P1} und Z_{P2} besitzen.

Tabelle 6: Fahrt in Richtung X-Achse ($X_{gem,t} = 101,000$ m $Y_{gem,t} = 100,000$ m)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	36,01	9,00	36,01	-	1,44	-	17,55	-	0,017
Y_{P1}	-	48,39	-	5,38	-	3,44	0,86	-	41,93	0,011
Z_{P1}	-	-	-	-	48,04	15,37	-	13,17	23,41	0,007
X_{P2}	-	45,57	2,85	45,57	-	0,46	-	5,55	-	0,030
Y_{P2}	-	48,39	-	5,38	-	3,44	0,86	-	41,93	0,011
Z_{P2}	-	-	-	-	28,22	9,03	-	7,74	55,01	0,009

Helmert'scher Punktfehler: $P1 = 0,021$ m und $P2 = 0,033$ m

Bei der Fahrtrichtung mit einer Orientierung von 45° (vgl. Tabelle 7) verändern sich die Varianzanteile der Höhenkoordinaten Z_{P1} und Z_{P2} der Werkzeugpunkte aus den vorher genannten Gründen nicht. Bei den Lagekoordinaten nehmen immer drei der Varianzanteile der gemessenen Koordinaten den gleichen Wert an. Bei Y_{P1} und X_{P2} sind diese jeweils Maxima. Bei X_{P1} hat der Varianzanteil der gemessenen X-Koordinate zum Zeitpunkt t den größten Einfluss. Daneben haben die Varianzen der Mast- und Querneigung ebenfalls einen großen Einfluss auf diese Koordinate. Entsprechend hat bei Y_{P2} die gemessene Y-Koordinate zum Zeitpunkt t den größten Einfluss. Die ungleiche Verteilung der Varianzanteile ergibt sich aus der unsymmetrischen Anordnung der Werkzeugpunkte in Bezug zum Positionssensor ($P1$ ist näher am Positionssensor als $P2$).

Tabelle 7: Fahrt in Richtung 45° ($X_{gem,t} = 100,707$ m $Y_{gem,t} = 100,707$ m)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	1,61	1,61	40,28	1,61	-	4,12	0,52	25,13	25,13	0,010
Y_{P1}	25,78	25,78	25,78	4,74	-	1,35	0,17	8,21	8,21	0,017
Z_{P1}	-	-	-	-	48,04	15,37	-	13,17	23,41	0,007
X_{P2}	27,13	27,13	10,98	27,13	-	0,57	0,07	3,50	3,50	0,026
Y_{P2}	13,15	13,15	13,15	42,62	-	1,35	0,17	8,21	8,21	0,017
Z_{P2}	-	-	-	-	28,22	9,03	-	7,74	55,01	0,009

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,021$ m und $P2 = 0,033$ m

Werden die Varianzanteile der Fahrt in Richtung der Y-Achse (Tabelle 8) mit der Richtung der X-Achse (Tabelle 6) verglichen, so fällt auf, dass sich die Varianzanteile zwischen X- und Y-Koordinaten der Werkzeugpunkte lediglich vertauscht haben.

Tabelle 8: Fahrt in Richtung Y-Achse ($X_{gem,t} = 100,000$ m $Y_{gem,t} = 101,000$ m)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	48,39	-	5,38	-	-	3,44	0,86	-	41,93	0,011
Y_{P1}	36,01	-	36,01	9,00	-	1,44	-	17,55	-	0,017
Z_{P1}	-	-	-	-	48,04	15,37	-	13,17	23,41	0,007
X_{P2}	48,39	-	5,38	-	-	3,44	0,86	-	41,93	0,011
Y_{P2}	45,57	-	45,57	2,85	-	0,46	-	5,55	-	0,030
Z_{P2}	-	-	-	-	28,22	9,03	-	7,74	55,01	0,009

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,021$ m und $P2 = 0,033$ m

Zusammenfassend können folgende Punkte festgehalten werden:

- Der Helmert'sche Punktfehler ändert sich durch die Orientierung der Fahrtrichtung nicht,
- die Genauigkeit der Orientierung hat keinen Einfluss auf die Höhengenaugkeit,
- da bei dem Werkzeugpunkt $P2$ stärker extrapoliert werden muss, ist dessen Genauigkeit schlechter als die von dem Werkzeugpunkt $P1$,
- obwohl die a priori Genauigkeiten der gemessenen Punkte mit 5 mm gewählt wurden ist der Toleranzbereich der Höhe nach ZTV T-StB 95 (2002) für Z_{P2} nahezu aufgebraucht, bzw. an der Grenze (vgl. Kapitel 3.3.4; Toleranz der Ebenheit ist 1cm Abweichung in der Höhe auf eine Länge von 4 m). Die zu erreichende Standardabweichung von 5 mm kann nicht eingehalten werden. Für kleinere Bohlen wird dies allerdings durch die kürze Extrapolation entsprechend besser.

Szenario 2: Einfluss der Genauigkeit von Neigungssensoren auf die Positionsgenauigkeit des Werkzeuges

Im zweiten Szenario wird der Einfluss der Neigungssensoren auf die Genauigkeit der Werkzeugpunkte untersucht. Um einen besseren Eindruck der Werteänderung zu bekommen, bleibt die Orientierung des Werkzeuges für jede Änderung der Mast- bzw. Querneigung konstant (Orientierung parallel zur X-Achse). Die Neigungen werden getrennt voneinander untersucht, wobei immer eine der beiden Neigungen bei null festgehalten wird. Die a priori Genauigkeiten des jeweiligen Neigungssensors orientieren sich, wie oben, an den aufgeführten Werten aus Tabelle 3 des Kapitels 3.2. Für die Untersuchung wird das Werkzeug für den im Straßenbau vorkommenden maximalen Wert der Quer- bzw. Längsneigung betrachtet. Für die Längsneigung sind dies nach RAS-L (1995) 12% (7°) und für die Querneigung 8% (5°).

Mastneigung (Längsneigung)

Nachfolgend sind in Tabelle 9 die a priori Genauigkeiten für die Untersuchung des Einflusses des Neigungssensors für die Mastneigung aufgeführt. Insgesamt werden hierfür drei unterschiedliche Genauigkeiten des Neigungssensors angenommen. Diese sind $0,1^\circ$, $0,2^\circ$ und $0,3^\circ$.

Tabelle 9: Eingangsgrößen Szenario 2 (Längsneigung)

Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit	Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit
$X_{gem,t-1}$	100,000 m	0,005 m	b_2	2,500 m	0,002 m
$Y_{gem,t-1}$	100,000 m	0,005 m	b_3	1,500 m	0,001 m
$X_{gem,t}$	101,000 m	0,005 m	b_4	1,500 m	0,001 m
$Y_{gem,t}$	100,000 m	0,005 m	h_1	3,000 m	0,002 m
$Z_{gem,t}$	20,500 m	0,005 m	h_2	1,000 m	0,002 m
w_1	1,500 m	0,002 m	Θ	$7,000^\circ$	$0,1^\circ-0,3^\circ$
b_1	0,500 m	0,002 m	Φ	$0,000^\circ$	$0,1^\circ$

Durch die gewählte Fahrtrichtung parallel zur X-Achse wird die Wertänderung der Lagegenauigkeit, ausschließlich in der a posteriori Genauigkeit der X-Koordinaten X_{P1} und X_{P2} der Werkzeugpunkte sichtbar. Neben der Beeinflussung der Lagegenauigkeit ist ebenfalls ein Einfluss auf die Höhengenaugigkeit zu sehen.

Tabelle 10: Genauigkeit Neigungssensor Mast = $0,1^\circ$ (Fahrt in Richtung X-Achse)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	36,66	9,17	36,66	-	1,49	-	16,02	-	0,017
Y_{P1}	-	57,38	-	14,00	-	2,35	0,59	-	25,68	0,013
Z_{P1}	-	-	-	-	43,84	13,93	-	20,86	21,37	0,008
X_{P2}	-	45,83	2,86	45,83	-	0,47	-	5,01	-	0,030
Y_{P2}	-	57,38	-	14,00	-	2,35	0,59	-	25,68	0,013
Z_{P2}	-	-	-	-	26,72	8,49	-	12,71	52,08	0,010

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,022$ m und $P2 = 0,034$ m

Tabelle 11: Genauigkeit Neigungssensor Mast = $0,2^\circ$ (Fahrt in Richtung X-Achse)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	24,76	6,19	24,76	-	1,01	-	43,28	-	0,020
Y_{P1}	-	57,38	-	14,00	-	2,35	0,59	-	25,68	0,013
Z_{P1}	-	-	-	-	26,96	8,56	-	51,33	13,14	0,010
X_{P2}	-	39,85	2,49	39,85	-	0,40	-	17,41	-	0,032
Y_{P2}	-	57,38	-	14,00	-	2,35	0,59	-	25,68	0,013
Z_{P2}	-	-	-	-	19,34	6,14	-	36,81	37,70	0,011

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,026$ m und $P2 = 0,036$ m

Tabelle 12: Genauigkeit Neigungssensor Mast = $0,3^\circ$ (Fahrt in Richtung X-Achse)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	16,07	4,02	16,07	-	0,65	-	63,19	-	0,025
Y_{P1}	-	57,38	-	14,00	-	2,35	0,59	-	25,68	0,013
Z_{P1}	-	-	-	-	16,43	5,22	-	70,35	8,01	0,012
X_{P2}	-	32,72	2,05	32,72	-	0,33	-	32,17	-	0,035
Y_{P2}	-	57,38	-	14,00	-	2,35	0,59	-	25,68	0,013
Z_{P2}	-	-	-	-	13,24	4,21	-	56,73	25,82	0,014

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,031$ m und $P2 = 0,040$ m

Werden die Standardabweichungen der Koordinaten für die Werkzeugpunkt $P1$ und $P2$ der Tabelle 10, Tabelle 11 und Tabelle 12 verglichen, ist ein größerer Einfluss in den X-Koordinaten, als in den Z-Koordinaten der Werkzeugpunkte zu erkennen. Dabei verschlechtert sich die Standardabweichung der X-Koordinate von $P1$ um insgesamt 8 mm und bei der X-Koordinate von $P2$ um 5 mm. Hierbei zeigt sich, dass bei $P2$ die Varianzkomponenten der gemessenen Y-Koordinaten einen größeren Einfluss auf die X-Koordinate von $P2$ besitzen, als die Mastneigung. Bei $P1$ ist dies umgekehrt. Die Beträge der Varianzkomponenten der Mastneigung von X_{P1} und X_{P2} sind dabei gleich. Bei den Höhenkoordinaten Z_{P1} und Z_{P2} der Werkzeugpunkte verschlechtern sich die Genauigkeiten beide Male um 4 mm. Hier hat die Genauigkeit des Neigungssensors den gleichen Einfluss.

Abschließend können für die unterschiedlichen Genauigkeiten des Neigungssensors folgende Punkte zusammengefasst werden:

- Die Genauigkeit eines Neigungssensors von $0,1^\circ$ reicht für die hier gemachten Vorgaben nicht aus, da die einzuhaltende Standardabweichung für die Ebenheit von 5 mm überschritten wird,
- der Einfluss des Neigungssensors hat bei den Lagekoordinaten von $P1$ einen größeren Einfluss auf die Gesamtvarianz, als auf $P2$.

Querneigung

In Tabelle 13 sind wiederum die a priori Genauigkeiten für die Untersuchung des Einflusses des Neigungssensors für die Querneigung aufgeführt. Für die Untersuchung des Einflusses des Neigungssensors der Querneigung auf die Positionsgenauigkeit werden ebenfalls $0,1^\circ$, $0,2^\circ$ und $0,3^\circ$ vorgegeben.

Tabelle 13: Eingangsgrößen Szenario 2 (Querneigung)

Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit	Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit
$X_{gem,t-1}$	100,000 m	0,005 m	b_2	2,500 m	0,002 m
$Y_{gem,t-1}$	100,000 m	0,005 m	b_3	1,500 m	0,001 m
$X_{gem,t}$	101,000 m	0,005 m	b_4	1,500 m	0,001 m
$Y_{gem,t}$	100,000 m	0,005 m	h_1	3,000 m	0,002 m
$Z_{gem,t}$	20,500 m	0,005 m	h_2	1,000 m	0,002 m
w_1	1,500 m	0,002 m	Θ	0,000 °	$0,1^\circ$
b_1	0,500 m	0,002 m	Φ	5,000 °	$0,1^\circ-0,3^\circ$

Die gewählte Fahrtrichtung ist auch hier parallel zur X-Achse. Durch die Ausrichtung der Bohle quer zur Fahrtrichtung kommen Genauigkeitsunterschiede der Lage ausschließlich in den Y-Koordinaten Y_{P1} und Y_{P2} der Werkzeugpunkte vor. Ebenso wie bei der Untersuchung der Mastneigung sind auch hier Genauigkeitsunterschiede in der Höhe feststellbar.

Tabelle 14: Genauigkeit Neigungssensor Querneigung = $0,1^\circ$ (Fahrt in Richtung X-Achse)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	38,95	7,11	38,95	-	1,14	-	13,86	-	0,019
Y_{P1}	-	50,31	-	5,59	-	3,60	0,89	0,05	39,56	0,011
Z_{P1}	-	-	-	-	44,27	14,11	0,01	12,04	29,56	0,008
X_{P2}	-	44,74	3,38	44,74	-	0,54	-	6,60	-	0,027
Y_{P2}	-	45,08	-	5,01	-	3,23	0,80	0,04	45,84	0,011
Z_{P2}	-	-	-	-	31,23	9,96	0,01	8,50	50,31	0,009

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,023$ m und $P2 = 0,031$ m

Tabelle 15: Genauigkeit Neigungssensor Querneigung = $0,2^\circ$ (Fahrt in Richtung X-Achse)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	38,95	7,11	38,95	-	1,14	-	13,86	-	0,019
Y_{P1}	-	23,01	-	2,56	-	1,65	0,41	0,02	72,36	0,016
Z_{P1}	-	-	-	-	23,46	7,48	0,01	6,38	62,67	0,010
X_{P2}	-	44,74	3,38	44,74	-	0,54	-	6,60	-	0,027
Y_{P2}	-	18,98	-	2,11	-	1,36	0,33	0,02	77,20	0,017
Z_{P2}	-	-	-	-	12,45	3,97	-	3,39	80,20	0,014

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,027$ m und $P2 = 0,035$ m

Tabelle 16: Genauigkeit Neigungssensor Querneigung = $0,3^\circ$ (Fahrt in Richtung X-Achse)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	38,95	7,11	38,95	-	1,14	-	13,86	-	0,019
Y_{P1}	-	12,08	-	1,34	-	0,87	0,21	0,01	85,49	0,022
Z_{P1}	-	-	-	-	13,16	4,19	-	3,58	79,07	0,014
X_{P2}	-	44,74	3,38	44,74	-	0,54	-	6,60	-	0,027
Y_{P2}	-	9,66	-	1,07	-	0,69	0,17	0,01	88,40	0,024
Z_{P2}	-	-	-	-	6,21	1,98	-	1,69	90,11	0,020

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,032$ m und $P2 = 0,042$ m

Beim Vergleich von Tabelle 14, Tabelle 15 und Tabelle 16 ist für $P1$ eine Verschlechterung der Lagegenauigkeit von 11 mm und eine Verschlechterung der Höhengenaugigkeit von 6 mm festzustellen. Für $P2$ ist eine Verschlechterung in der Lagegenauigkeit von 13 mm und in der Höhengenaugigkeit eine Verschlechterung von 11 mm zu erkennen. Durch die Extrapolation über die Breite der Bohle ist im Werkzeugpunkt $P2$ ein größerer Einfluss in Abhängigkeit der Messgenauigkeit des Neigungssensors zu sehen, als bei $P1$. Zusammenfassend kann für die Genauigkeitsuntersuchung des Neigungssensors für die Querneigung folgendes gesagt werden:

- Die Genauigkeit des Querneigungssensors hat einen höheren Einfluss auf die Lage- und Höhengenaugigkeit der Werkzeugpunkte, als die Genauigkeit des Mastneigungssensors,
- auf Grund der Extrapolation ist eine größere Auswirkung durch die Genauigkeit des Querneigungssensors im Werkzeugpunkt $P2$ zu sehen,
- für den Querneigungssensor ist eine Genauigkeit von mindestens $0,1^\circ$ erforderlich, da auch hier die einzuhaltende Standardabweichung für die Ebenheit von 5 mm überschritten wird.

Szenario 3: Einfluss des Positionssensors auf die Positionsgenauigkeit des Werkzeuges eines Asphaltfertigers

Im dritten Szenario werden nun unterschiedliche Genauigkeiten der Positionssensoren für die Positionsgenauigkeit des Werkzeuges eines Asphaltfertigers untersucht. Hierbei werden sowohl Tachymeter mit einer Positionsgenauigkeit von 0,005 m und 0,01 m und GNSS in Verbindung mit einem Rotationslaser näher betrachtet. Tabelle 17 gibt auch hier einen Überblick über die a priori Genauigkeiten.

Tabelle 17: Eingangsgrößen Szenario 3

Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit	Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit
$X_{gem,t-1}$	100,000 m	0,005 - 0,02 m	b_2	2,500 m	0,002 m
$Y_{gem,t-1}$	100,000 m	0,005 - 0,02 m	b_3	1,500 m	0,001 m
$X_{gem,t}$	101,000 m	0,005 - 0,02 m	b_4	1,500 m	0,001 m
$Y_{gem,t}$	100,000 m	0,005 - 0,02 m	h_1	3,000 m	0,002 m
$Z_{gem,t}$	20,500 m	0,005 - 0,02 m	h_2	1,000 m	0,002 m
w_1	1,500 m	0,002 m	Θ	0,000 °	0,1°
b_1	0,500 m	0,002 m	Φ	0,000 °	0,1°

Wie in den Szenarios zuvor wird auch hier nur die Fahrtrichtung, parallel zur X-Achse betrachtet. Bei einem Tachymeter, mit einer Positionsgenauigkeit von 5 mm für alle drei Koordinaten, ist eine Lagegenauigkeit von 11 - 17 mm und eine Höhengenaugigkeit von 7 mm im Werkzeugpunkt $P1$ zu erwarten. Für $P2$ ist eine Lagegenauigkeit von 11 - 30 mm und eine Höhengenaugigkeit von 9 mm zu erwarten (vgl. Tabelle 18).

Tabelle 18: Genauigkeit Positionssensor (Tachymeter) $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z = 0,005$ m (Fahrt in Richtung X-Achse)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bau- teile	Bew. Seiten- teile	Mast- neigung	Quer- neigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	36,01	9,00	36,01	-	1,44	-	17,55	-	0,017
Y_{P1}	-	48,39	-	5,38	-	3,44	0,86	-	41,93	0,011
Z_{P1}	-	-	-	-	48,04	15,37	-	13,17	23,41	0,007
X_{P2}	-	45,57	2,85	45,57	-	0,46	-	5,55	-	0,030
Y_{P2}	-	48,39	-	5,38	-	3,44	0,86	-	41,93	0,011
Z_{P2}	-	-	-	-	28,22	9,03	-	7,74	55,01	0,009

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,021$ m und $P2 = 0,033$ m

Wird ein Tachymeter mit einer Genauigkeit von 1 cm für alle drei Koordinaten betrachtet, verschlechtern sich die Lagekoordinaten deutlich. Im Werkzeugpunkt $P1$ ist dabei nur eine Lagegenauigkeit von 17 - 31 mm und eine Höhengenaugigkeit von 11 mm zu erreichen. Im Werkzeugpunkt $P2$ wird der Einfluss des Positionssensors auf die Punktgenauigkeit noch deutlicher. Hier kann nur noch eine Lagegenauigkeit von 17 - 58 mm und eine Höhengenaugigkeit von 13 mm erwartet werden (vgl. Tabelle 19).

Tabelle 19: Genauigkeit Positionssensor (Tachymeter) $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z = 0,010$ m (Fahrt in Richtung X-Achse)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bau- teile	Bew. Seiten- teile	Mast- neigung	Quer- neigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	41,98	10,5	41,98	-	0,42	-	5,12	-	0,031
Y_{P1}	-	74,08	-	8,23	-	1,32	0,33	-	16,05	0,017
Z_{P1}	-	-	-	-	78,72	6,30	-	5,40	9,59	0,011
X_{P2}	-	47,72	2,98	47,72	-	0,12	-	1,45	-	0,058
Y_{P2}	-	74,08	-	8,23	-	1,32	0,33	-	16,05	0,017
Z_{P2}	-	-	-	-	61,13	4,89	-	4,19	29,79	0,013

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,037$ m und $P2 = 0,062$ m

In Tabelle 20 wird für den GNSS-Positionssensor ebenfalls eine Genauigkeit von 10 mm in der Lage angenommen. Zusätzlich soll dieser durch einen Rotationslaser mit einer Höhengenaugigkeit von 5 mm gestützt werden. Wie zu erwarten war, werden die Genauigkeit der Lage aus Tabelle 19 und die Höhengenaugigkeit aus Tabelle 18 erreicht.

Tabelle 20: Genauigkeit Positionssensor (GNSS + Rotationslaser) $\sigma_x, \sigma_y = 0,010$ m, $\sigma_z = 0,005$ m (Fahrt in Richtung X-Achse)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bau- teile	Bew. Seiten- teile	Mast- neigung	Quer- neigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	41,98	10,5	41,98	-	0,42	-	5,12	-	0,031
Y_{P1}	-	74,08	-	8,23	-	1,32	0,33	-	16,05	0,017
Z_{P1}	-	-	-	-	48,04	15,37	-	13,17	23,41	0,007
X_{P2}	-	47,72	2,98	47,72	-	0,12	-	1,45	-	0,058
Y_{P2}	-	74,08	-	8,23	-	1,32	0,33	-	16,05	0,017
Z_{P2}	-	-	-	-	28,22	9,03	-	7,74	55,01	0,009

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,036$ m und $P2 = 0,061$ m

Wird für den GNSS-Sensor eine Lagegenauigkeit von 20 mm angenommen, verschlechtern sich die Genauigkeiten der Werkzeugpunkte stark. Für $P1$ wird nur noch eine Lagegenauigkeit von 3 - 6 cm erreicht, für $P2$ sogar nur noch eine Lagegenauigkeit von 3 - 11 cm. Die Höhengenaugkeit bleibt durch den Einsatz eines Rotationslasers unverändert (vgl. Tabelle 21).

Tabelle 21: Genauigkeit Positionssensor (GNSS + Rotationslaser) $\sigma_x, \sigma_y = 0,020$ m, $\sigma_z = 0,005$ m (Fahrt in Richtung X-Achse)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	43,80	10,95	43,80	-	0,11	-	1,33	-	0,060
Y_{P1}	-	85,41	-	9,49	-	0,38	0,09	-	4,63	0,032
Z_{P1}	-	-	-	-	48,04	15,37	-	13,17	23,41	0,007
X_{P2}	-	48,29	3,02	48,29	-	0,03	-	0,37	-	0,115
Y_{P2}	-	85,41	-	9,49	-	0,38	0,09	-	4,63	0,032
Z_{P2}	-	-	-	-	28,22	9,03	-	7,74	55,01	0,009

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,069$ m und $P2 = 0,120$ m

Um den Einfluss der Orientierungsgenauigkeit auf die Lagekoordinaten der Werkzeugpunkte zu zeigen, wird in Tabelle 22 der zurückliegende gemessene Punkt zum Zeitpunkt $t - 1$ mit einem Abstand von 2 m berechnet. Damit wird die Basis zur Orientierungsbestimmung verdoppelt.

Tabelle 22: Genauigkeit Positionssensor (GNSS + Rotationslaser) $\sigma_x, \sigma_y = 0,020$ m, $\sigma_z = 0,005$ m, $X_{gem,t} = 102,000$ m (Fahrt in Richtung X-Achse)

Koordinate	$X_{gem,t-1}$	$Y_{gem,t-1}$	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	-	31,93	31,93	31,93	-	0,32	-	3,89	-	0,035
Y_{P1}	-	74,08	-	8,23	-	1,32	0,33	-	16,05	0,017
Z_{P1}	-	-	-	-	48,04	15,37	-	13,17	23,41	0,007
X_{P2}	-	43,80	10,95	43,80	-	0,11	-	1,33	-	0,060
Y_{P2}	-	74,08	-	8,23	-	1,32	0,33	-	16,05	0,017
Z_{P2}	-	-	-	-	28,22	9,03	-	7,74	55,01	0,009

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,040$ m und $P2 = 0,062$ m

Man erkennt eine Verbesserung der Lagegenauigkeit der Werkzeugpunkte um etwa den Faktor zwei. Dadurch wird sehr deutlich, inwieweit die Auswahl der Punkte, zur Berechnung der Orientierung, eine Rolle spielt. Hierzu wird am Ende des Kapitels eine gesonderte Analyse durchgeführt. Zusammenfassend kann für die Auswahl der Positionssensoren folgendes gesagt werden:

- Allgemein ist ein Tachymeter mit 5 mm Genauigkeit für alle Koordinaten durch die bessere Lagegenauigkeit der Werkzeugpunkte einer GNSS-Lösung in Verbindung mit einem Rotationslaser vorzuziehen,
- die geforderte Standardabweichung für die Ebenheit wird von keiner Kombination erreicht,
- durch Vergrößerung der Basis ist eine höhere Genauigkeit der Orientierung zu erreichen. Dies ist aber in jedem Fall in Abhängigkeit des vorgegeben Kurvenradius zu sehen, da es hier bei großen Krümmungen zu starken Abweichungen kommen kann.

Szenario 4: Einfluss der Komponenten auf die Positionsgenauigkeit eines Planierschildes durch das Fahren in unterschiedliche Richtungen

Im Gegensatz zu einem Asphaltfertiger werden bei Planiertrauben zur Steuerung des Schildes oft zwei GNSS-Sensoren benutzt. Tachymeter kommen hier nie zum Einsatz. Zum einen sind für Arbeiten, bei denen Planiertrauben eingesetzt werden, meist keine hohen Genauigkeiten wie beim Asphalteinbau gefordert, zum anderen bewegt sich eine Planiertraube viel schneller und in einem größeren Bereich als ein Asphaltfertiger, so dass hier eine größere Flexibilität an den Positionssensor gefordert wird. Im vorliegenden Szenario wird zunächst erneut der Einfluss der Fahrtrichtung bzw. die Orientierung des Schildes im Raum untersucht. Die Fahrtrichtung ist dabei wiederum parallel zur X-Achse, parallel zur ersten Winkelhalbierenden (45°) und parallel zur Y-Achse ausgerichtet. Die lokalen Koordinaten für die Beschreibung des Schildes sind in diesem Fall nur an der gemessenen Position von Mast 1 angehängt. Die a priori Genauigkeiten für den GNSS-Positionssensor werden mit 10 mm in der Lage und mit 20 mm in der Höhe angenommen. Der Neigungssensor für die Mastneigung wird auf Grund der niedrigeren Genauigkeitsanforderung mit $0,2^\circ$ Genauigkeit eingeführt. Die Mastneigung wird zunächst mit null angenommen. Da neben der Schildorientierung auch die Querneigung aus den gemessenen Koordinaten der Punkte P_{gem1} und P_{gem2} berechnet werden kann, entfällt hier der Neigungssensor für die Querneigung. Die Abmessungen des Schildes für die Untersuchung orientieren sich an ein 6-Wege-Schild der Größe LGP der Firma Liebherr (vgl. LIEBHERR 2011).

Tabelle 23: Eingangsgrößen Szenario 4

Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit	Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit
X_{gem1}	100,000 m	0,01 m	b_1	0,395 m	0,002 m
Y_{gem1}	100,000 m	0,01 m	b_2	0,395 m	0,002 m
Z_{gem1}	100,000 m	0,02 m	h_1	2,500 m	0,002 m
X_{gem2}	variabel m	0,01 m	h_2	2,500 m	0,002 m
Y_{gem2}	variabel m	0,01 m	h_3	1,100 m	0,002 m
Z_{gem2}	100,000 m	0,02 m	h_4	1,100 m	0,002 m
q_1	0,300 m	0,002 m	D	3,000 m	0,002 m
q_2	0,300 m	0,002 m	Θ	0,000°	0,2°

Zunächst muss auch hier festgehalten werden, dass die Ausrichtung des Schildes immer rechtwinklig zur Fahrtrichtung ist. Im ersten Fall (vgl. Tabelle 24) resultiert daraus eine Schildausrichtung parallel zur Y-Achse. Dabei fallen die Standardabweichungen der Lagekoordinaten in dieser Richtung schlechter aus als in X-Richtung. Das heißt die Richtungsungenauigkeit aus der Berechnung der beiden gemessenen Punkte wird in der Y-Koordinate der Werkzeugpunkte Y_{P1} und Y_{P2} kompensiert. Durch die Berechnung der Querneigung aus den gemessenen Punkten haben auch die Z-Koordinaten der gemessenen Punkte einen großen Anteil bei den Y-Koordinaten der Werkzeugpunkte. Bei der Genauigkeit der X-Koordinaten der Werkzeugpunkte X_{P1} und X_{P2} haben die Mastneigung und die jeweils gemessene X-Koordinate X_{gem1} und X_{gem2} den größten Einfluss. Bei den Genauigkeiten der Z-Koordinaten der Werkzeugpunkte hat die jeweilig gemessene Z-Koordinate der gemessenen Punkte Z_{gem1} und Z_{gem2} den größten Einfluss.

Tabelle 24: Fahrt in Richtung X-Achse ($X_{gem2} = 100,000$ m $Y_{gem2} = 103,000$ m)

Koordinate	X_{gem1} [%]	Y_{gem1} [%]	Z_{gem1} [%]	X_{gem2} [%]	Y_{gem2} [%]	Z_{gem2} [%]	Feste Bauteile [%]	Mastneigung [%]	SD [m]
X_{P1}	31,54	-	-	0,73	-	-	1,67	66,06	0,015
Y_{P1}	0,08	7,95	45,79	0,08	-	45,79	0,32	-	0,035
Z_{P1}	-	-	94,95	-	-	2,18	2,52	0,35	0,018
X_{P2}	0,59	-	-	43,9	-	-	1,37	54,13	0,017
Y_{P2}	0,08	7,92	45,64	0,08	-	45,64	0,63	-	0,036
Z_{P2}	-	-	1,31	-	-	96,97	1,51	0,21	0,023

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,043$ m und $P2 = 0,046$ m

Bei einer Fahrt parallel zur ersten Winkelhalbierenden verteilt sich der Anteil der Lagegenauigkeit auf beide Koordinaten nahezu gleichmäßig (vgl. Tabelle 25). Dies hängt damit zusammen, dass die lokalen Koordinaten in Bezug zu den Messpunkten symmetrisch gewählt wurden. Die geringen Abweichungen resultieren aus dem Einfluss der Neigungswinkel und Orientierungswerten, die aus den gemessenen Koordinaten berechnet sind. Werden diese Winkel direkt in die Fehlerfortpflanzung eingeführt, erfolgt eine exakt gleichmäßige Verteilung der Varianzanteile. Die größten Varianzanteile bei den Lagekoordinaten haben die gemessenen Z-Koordinaten Z_{gem1} und Z_{gem2} . Der Grund hierfür ist die zuvor genannte Berechnung des Neigungswinkels aus den gemessenen Koordinaten. Der Einfluss der gemessenen Z-Koordinate von P_{gem1} ist bei Werkzeugpunkt $P1$ am größten. Ebenso ist der Einfluss der gemessenen Z-Koordinate von P_{gem2} ist bei Werkzeugpunkt $P2$ am größten.

Tabelle 25: Fahrt in Richtung 45° ($X_{gem2} = 102.121$ m, $Y_{gem2} = 102.121$ m)

Koordinate	X_{gem1} [%]	Y_{gem1} [%]	Z_{gem1} [%]	X_{gem2} [%]	Y_{gem2} [%]	Z_{gem2} [%]	Feste Bauteile [%]	Mastneigung [%]	SD [m]
X_{P1}	12,81	-	38,1	-	-	38,1	0,53	10,45	0,027
Y_{P1}	0,18	10,55	38,86	0,18	0,18	38,86	0,54	10,65	0,027
Z_{P1}	-	-	94,95	-	-	2,18	2,52	0,35	0,018
X_{P2}	3,07	3,48	37,69	3,48	3,48	37,69	0,79	10,33	0,028
Y_{P2}	4,80	1,87	36,48	4,80	4,80	36,48	0,76	10,00	0,028
Z_{P2}	-	-	1,31	-	-	96,97	1,51	0,21	0,023

Helmert'scher Punktfehler $P_1 = 0,043$ m $P_2 = 0,046$ m

Für eine Fahrt in Richtung der Y-Achse verhält sich die Umverteilung der Varianzanteile auf die Koordinaten analog zu den vorherigen Szenarien. Aus diesem Grund wird keine weitere Tabelle aufgeführt.

Zusammenfassend können folgende Punkte für das Werkzeug der Planierdrape festgehalten werden:

- Der Helmert'sche Punktfehler ändert sich durch die Orientierung der Fahrtrichtung nicht,
- durch die symmetrische Anordnung der Werkzeugpunkte in Bezug zu den gemessenen Punkten nehmen in Fahrtrichtung der ersten Winkelhalbierenden die Lagekoordinaten nahezu den gleichen Wert an,
- auf Grund der Berechnung der Querneigung aus den gemessenen Koordinaten und die größere Extrapolationstrecke zu $P2$ nimmt die erreichte Höhengenaugkeit von $P2$ einen schlechteren Wert an, als die von $P1$,
- die erreichte Lage- und Höhengenaugkeit reicht für die Arbeiten im Unterbau aus. Für den Einbau von Tragschichten (z.B. Frostragschicht) ist die Genauigkeitsanforderung von 2 cm (vgl. ZTV T-StB 95 2002) ausgeschöpft. Die vorgegebene Standardabweichung für die Ebenheit von 1,5 cm kann somit ebenfalls nicht eingehalten werden.

Szenario 5: Einfluss des Mastneigungssensors auf die Positionsgenauigkeit das Schild einer Planierdrape

In diesem Szenario wird der Einfluss der Genauigkeit des Mastneigungssensors auf die Positionsgenauigkeit der Werkzeugpunkte eines Planierschildes überprüft. Die Untersuchung wird analog zur Analyse des Mastneigungssensors bei einem Asphaltfertiger durchgeführt (Szenario 2). Untersucht werden erneut Genauigkeit für den Neigungssensor im Bereich von $0,1^\circ$ - $0,3^\circ$. Auch hier wird der Mast bei der maximal zulässigen Steigung von 12% (7°) betrachtet (vgl. RAS-L 1995). In Tabelle 26 werden wiederum die für die Untersuchung verwendeten a priori Genauigkeiten aufgeführt.

Tabelle 26: Eingangsgrößen Szenario 5

Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit	Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit
X_{gem1}	100,000 m	0,01 m	b_1	0,395 m	0,002 m
Y_{gem1}	100,000 m	0,01 m	b_2	0,395 m	0,002 m
Z_{gem1}	100,000 m	0,02 m	h_1	2,500 m	0,002 m
X_{gem2}	101,000 m	0,01 m	h_2	2,500 m	0,002 m
Y_{gem2}	100,000 m	0,01 m	h_3	1,100 m	0,002 m
Z_{gem2}	100,000 m	0,02 m	h_4	1,100 m	0,002 m
q_1	0,300 m	0,002 m	D	3,000 m	0,002 m
q_2	0,300 m	0,002 m	\ominus	0,007°	0,1°-0,3°

Durch die Ausrichtung des Schildes werden alle Genauigkeitsänderungen der Lage in den Y-Koordinaten der Werkzeugpunkte deutlich.

Tabelle 27: Genauigkeit Neigungssensor Mast = 0,1° (Fahrt in Richtung Y-Achse)

Koordinate	X_{gem1} [%]	Y_{gem1} [%]	Z_{gem1} [%]	X_{gem2} [%]	Y_{gem2} [%]	Z_{gem2} [%]	Feste Bauteile [%]	Mastneigung [%]	SD [m]
X_{P1}	7,92	0,02	45,86	-	0,02	45,86	0,32	-	0,036
Y_{P1}	-	62,37	-	-	1,43	-	3,36	32,83	0,011
Z_{P1}	-	-	95,28	-	-	2,19	2,51	0,02	0,018
X_{P2}	7,89	0,02	45,72	-	0,02	45,72	0,63	-	0,036
Y_{P2}	-	1,00	-	-	73,79	-	2,34	22,87	0,013
Z_{P2}	-	-	1,32	-	-	97,17	1,51	0,01	0,023

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,041$ m und $P2 = 0,044$ m

Tabelle 28: Genauigkeit Neigungssensor Mast = 0,2° (Fahrt in Richtung Y-Achse)

Koordinate	X_{gem1} [%]	Y_{gem1} [%]	Z_{gem1} [%]	X_{gem2} [%]	Y_{gem2} [%]	Z_{gem2} [%]	Feste Bauteile [%]	Mastneigung [%]	SD [m]
X_{P1}	7,92	0,02	45,86	-	0,02	45,86	0,32	-	0,036
Y_{P1}	-	31,42	-	-	0,72	-	1,69	66,16	0,015
Z_{P1}	-	-	95,23	-	-	2,19	2,51	0,08	0,018
X_{P2}	7,89	0,02	45,72	-	0,02	45,72	0,63	-	0,036
Y_{P2}	-	0,59	-	-	43,76	-	1,39	54,26	0,017
Z_{P2}	-	-	1,31	-	-	97,13	1,51	0,05	0,023

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,043$ m und $P2 = 0,046$ m

Tabelle 29: Genauigkeit Neigungssensor Mast = 0,3° (Fahrt in Richtung Y-Achse)

Koordinate	X_{gem1} [%]	Y_{gem1} [%]	Z_{gem1} [%]	X_{gem2} [%]	Y_{gem2} [%]	Z_{gem2} [%]	Feste Bauteile [%]	Mastneigung [%]	SD [m]
X_{P1}	7,92	0,02	45,86	-	0,02	45,86	0,32	-	0,036
Y_{P1}	-	17,2	-	-	0,40	-	0,93	81,48	0,021
Z_{P1}	-	-	95,14	-	-	2,19	2,50	0,17	0,018
X_{P2}	7,89	0,02	45,72	-	0,02	45,72	0,63	-	0,036
Y_{P2}	-	0,35	-	-	26,08	-	0,83	72,74	0,022
Z_{P2}	-	-	1,31	-	-	97,08	1,50	0,10	0,023

Helmert'scher Punktfehler $P1 = 0,045$ m und $P2 = 0,048$ m

Beim Vergleich der Tabellen 27 - 29 ist eine Verschlechterung der Lagegenauigkeit von Y_{P1} im Bereich von 10 mm und bei Y_{P2} von 9 mm zu erkennen. Auch hier sieht man sehr deutlich wie die Varianzanteile des Neigungssensors mit der Verschlechterung der Genauigkeit des Sensors zunehmen. Die Genauigkeit des Neigungssensors hat in diesem Genauigkeitsbereich keinen Einfluss auf die

Höhengenauigkeit der Werkzeugpunkte. Die Varianzanteile des Neigungssensors für die Mastneigung nehmen nur gering zu. Zusammenfassend kann gesagt werden:

- Durch eine Veränderung der Genauigkeit des Neigungssensors von $0,1^\circ$ auf $0,3^\circ$ verschlechtert sich die Lagegenauigkeit um etwa 1 cm. Der Helmert'sche Punktfehler verschlechtert sich dabei in beiden Werkzeugpunkten um 4 mm,
- die Auswirkung auf die Höhengengenauigkeit der Werkzeugpunkte ist in diesem Genauigkeitsbereich des Neigungssensors nicht feststellbar,
- die erreichte Lage- und Höhengengenauigkeit reicht auch hier für die Arbeiten im Unterbau aus. Jedoch wird auch hier die Standardabweichung von 1,5 cm für den Einbau von Tragschichten im Oberbau nicht eingehalten.

Szenario 6: Untersuchung des Einflusses der Orientierungsberechnung

Im letzten Szenario wird untersucht, inwieweit eine Verbesserung bei der Berechnung der Orientierung durch die Verwendung einer ausgleichenden Geraden durch eine zurückliegende Punktfolge zu erreichen ist. Erste Untersuchungen auf die erreichbare Orientierungsgenauigkeit auf Grundlage von zwei Punkten wurden in SU (2009) durchgeführt. In diesem Fall wird jedoch eine wesentlich umfangreichere Untersuchung mit der Verwendung des zuvor vorgestellten Verfahrens gezeigt. Da das Verfahren der Orientierungsberechnung realitätsnah und unter Verwendung für mehrere Datensätze durchgeführt werden soll, wird für die Generierung der Messdaten eine Monte-Carlo-Simulation verwendet. Für die Untersuchung werden folgende Arbeitsschritte nacheinander durchgeführt:

- Berechnung von 11 Sollpunkten (dies hat sich empirisch als geeigneter Wert herausgestellt) auf einer Geraden mit vorgegebener Länge und Richtung im 2D-Raum.
- Verrauschen der Sollpunkte durch die Matlab[®]-Funktion „normrnd“ mit unterschiedlichen Genauigkeiten. Mit diesem Verrauschen erhalten die Punkte eine Unsicherheit mit ähnlichem Charakter von gemessenen Punkten. Hierzu wird in erster Näherung eine Normalverteilung angenommen (vgl. NIEMEIER 2008).
- Aus den Sollpunkten werden 1000 unterschiedliche verrauschte Punktfolgen generiert (Monte-Carlo-Simulation). Es hat sich empirisch gezeigt (beim mehrmaligem wiederholen der Simulation), dass ab dieser Anzahl von Punktfolgen sich keine signifikanten Änderungen bei der Berechnung der Standardabweichung mehr ergeben.
- Mit Hilfe einer vermittelnden Ausgleichung durch ein Gauß-Markov-Modell (s.u.) werden für alle Punktfolgen die Parameter einer ausgleichenden Geraden berechnet.
- Für jede ausgleichende Gerade wird die Orientierung bestimmt. Ebenso wird für eine Gerade durch den ersten und letzten Punkt der verrauschten Punktfolge eine Orientierung berechnet. Dadurch entstehen jeweils 1000 Orientierungen für die ausgleichenden Geraden und 1000 Orientierung aus dem ersten und letzten Punkt einer Punktfolge.
- Da die vorgegebene Richtung der Geraden bekannt ist (Sollgerade), kann für beide Verfahren eine Standardabweichung in Bezug zur Sollrichtung berechnet werden.
- Anhand der Standardabweichung kann verglichen werden, inwieweit eine Verbesserung stattgefunden hat.

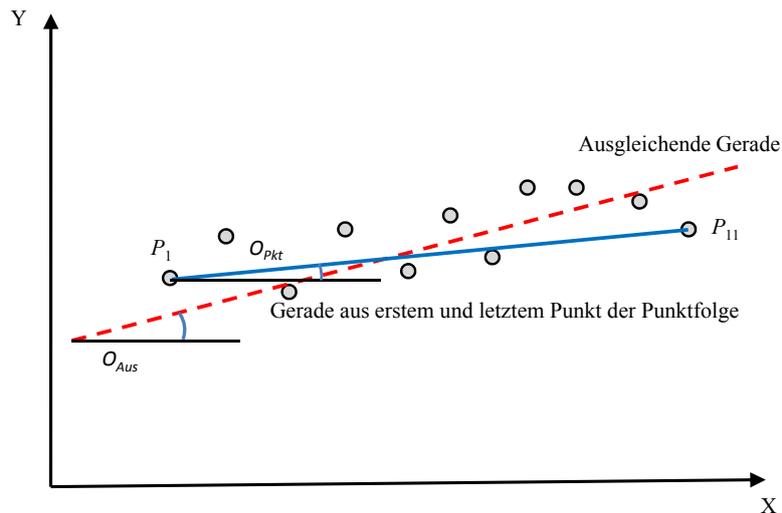


Abbildung 53: Vergleich der berechneten Orientierungen für die ausgleichende Gerade und für den ersten und letzten Punkt der Punktfolge (mathematisches Koordinatensystem)

In Abbildung 53 wird der grundsätzliche Unterschied der beiden Methoden zur Berechnung der Orientierung gezeigt. Die ausgleichende Gerade wird dabei vermittelnd durch die Punktfolge gelegt und die Orientierung berechnet. Für die zweite Methode wird die Orientierung aus dem ersten und letzten Punkt der Punktfolge berechnet. Für die Berechnung der Orientierung wird nach HÄBLER/WACHSMUT (1994) die Gleichung (3-33) verwendet.

$$O_n = \arctan \frac{(Y_{11} - Y_1)}{(X_{11} - X_1)} \quad (3-33)$$

$O_n \dots$	Orientierung	$X_n \dots$	X-Koordinate des jeweiligen Punktes
$Y_n \dots$	Y-Koordinate des jeweiligen Punktes		

Zur Berechnung der ausgleichenden Geraden wird wie oben bereits erwähnt, die Ausgleichung nach vermittelnden Beobachtungen benutzt (vgl. NIEMEIER 2008). Hierfür ergibt sich folgender funktionaler Zusammenhang:

$$A \cdot x = l + v \quad (3-34)$$

$A \dots$	Designmatrix	$l \dots$	Beobachtungen
$x \dots$	Parametervektor	$v \dots$	Verbesserungen der Beobachtungen

Als funktionales Modell für die ausgleichende Gerade wird ein Polynom vom Grad 1 gewählt.

$$y = a_0 + a_1 \cdot x \quad (3-35)$$

$a_i \dots$	Parameter des Polynoms	$y, x \dots$	Koordinaten
-------------	------------------------	--------------	-------------

Daraus ergibt sich für die Vektoren x , l und die Designmatrix A :

$$x = \begin{pmatrix} a_0 \\ a_1 \end{pmatrix}, \quad l = \begin{bmatrix} y_1 \\ \vdots \\ y_n \end{bmatrix}, \quad A = \begin{bmatrix} 1 & x_1 \\ \vdots & \vdots \\ 1 & x_n \end{bmatrix} \quad (3-36)$$

Zur Berechnung der Parameter der ausgleichenden Geraden ergibt sich nach dem Gauß-Markov-Modell in Matrixschreibweise:

$$\hat{x} = (A^T \cdot P \cdot A)^{-1} \cdot A^T \cdot P \cdot l \quad (3-37)$$

Dabei errechnet sich P aus den theoretischen Genauigkeiten der eingehenden Beobachtungen zu:

$$P^{-1} = \frac{1}{\sigma_0^2} \cdot \begin{bmatrix} \sigma_{l_1}^2 & 0 & 0 \\ 0 & \ddots & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_{l_n}^2 \end{bmatrix} \quad (3-38)$$

Für die Berechnung wird $\sigma_0 = 1$ und $\sigma_{l_1} = \sigma_{l_2} = \dots = \sigma_{l_n} = \text{konstant}$ angenommen. Alle weiteren Berechnungen zur Bestimmung der stochastischen Größen sind in NIEMEIER (2008) zu finden. Da bei der Simulationsrechnung die eingehende Orientierung bekannt ist, kann diese als Sollgröße benutzt werden. Aus der Sollorientierung und den berechneten Orientierungen für die ausgleichende Gerade und der Geraden aus dem ersten und letzten Punkt der Punktfolge können Differenzen berechnet werden. Da für jede Simulationsrechnung 1000 Orientierungen berechnet werden, ergeben sich 1000 Differenzen aus denen eine Standardabweichung berechnet werden kann. Zur Berechnung der Standardabweichung wird folgende Gleichung genutzt.

$$s_{O_m} = \sqrt{\frac{\sum_{i=1}^n (O_{soll} - O_i)^2}{n}} \quad (3-39)$$

s_{O_m} ... Standardabweichung der Orientierung der jeweiligen Methode
 O_i ... Berechnete Orientierung der jeweiligen Methode
 O_{soll} ... Sollorientierung aus Vorgabe
 n ... Anzahl der berechneten Orientierungen

Für die Simulation werden a priori Genauigkeiten der Beobachtungen von 3mm - 2 cm angenommen. Damit wird das gesamte Spektrum der in Kapitel 3.2 genannten Positionssensoren abgedeckt. Die Berechnung der Sollgeraden erfolgt einmal für eine Orientierung von 0° und einmal für 45° , um etwaige Abhängigkeiten bezüglich der Genauigkeit der berechneten Orientierungen in Bezug zur vorgegebenen Orientierung zu sehen. Die Länge der Geraden beträgt 1 m mit einem Punktabstand von 10 cm, was einer Abtastrate von 10 Hz bei einer Geschwindigkeit des Objekts von 10 cm/s entspricht.

Tabelle 30: Sollorientierung = 0° , Länge = 1 m, Punktabstand = 0,10 m

A priori Genauigkeit der Beobachtungen [m]	SD 2 Punkte [°]	SD ausgl. Gerade [°]	Genauigkeitssteigerung [%]
0,003	0,264	0,192	38
0,005	0,455	0,323	41
0,007	0,629	0,437	44
0,010	0,889	0,638	39
0,020	1,738	1,269	37

Tabelle 31: Sollorientierung = 45° , Länge = 1 m, Punktabstand = 0,10 m

A priori Genauigkeit der Beobachtungen [m]	SD 2 Punkte [°]	SD ausgl. Gerade [°]	Genauigkeitssteigerung [%]
0,003	0,271	0,195	39
0,005	0,470	0,314	50
0,007	0,644	0,455	41
0,010	0,877	0,611	43
0,020	1,850	1,294	43

In Tabelle 30 und Tabelle 31 werden die Ergebnisse der Simulation aufgeführt. Vergleicht man die beiden Tabellen, so ist keine Abhängigkeit der Ergebnisse von der Sollorientierung zu sehen. Die Genauigkeitssteigerung selbst liegt im Mittel bei 41,5 %. Das für die Simulation erreichte Minimum der Genauigkeitssteigerung liegt bei 37 % das Maximum bei 50 %. Insgesamt kann eine signifikante Verbesserung der Genauigkeit für die Orientierung aus einer ausgleichenden Geraden nachgewiesen werden.

Im weiteren Verlauf werden mit Hilfe der gezeigten Simulation die zu erreichenden Genauigkeiten für das bisherige Simulatorsystem berechnet. Dabei wird ein Tachymeter mit 10 Hz Abtastrate und 5 mm Punktgenauigkeit in der Lage angenommen. Die Geschwindigkeit des Objekts beträgt 10 cm/s.

Tabelle 32: Sollorientierung = 0° , Länge = 0,1 m, Punktabstand = 0,01 m

A priori Genauigkeit der Beobachtungen [m]	SD 2 Punkte [°]	SD ausgl. Gerade [°]	Genauigkeitssteigerung [%]
0,005	4,44	2,99	48

Somit ergibt sich eine Genauigkeit für die Berechnung der Orientierung aus zwei Punkten von $4,4^\circ$. Beim Verwenden einer ausgleichenden Geraden beträgt die Genauigkeit $3,0^\circ$. Wird diese Orientierungsgenauigkeit für ein späteres Kalman-Filter benutzt, ergibt sich unter der Vorgabe einer Abtastrate von 10 Hz und einer Geschwindigkeit von 10 cm/s ein Fehler in der Querabweichung von 0,5 mm ($\Delta t = 100$ ms; $\Delta s = 1$ cm). In Abbildung 54 wird diese Beispielrechnung für unterschiedliche Geschwindigkeiten dargestellt. Daraus geht hervor, dass sich mit Verdopplung der Geschwindigkeit auch der Betrag des Positionsfehlers verdoppelt.

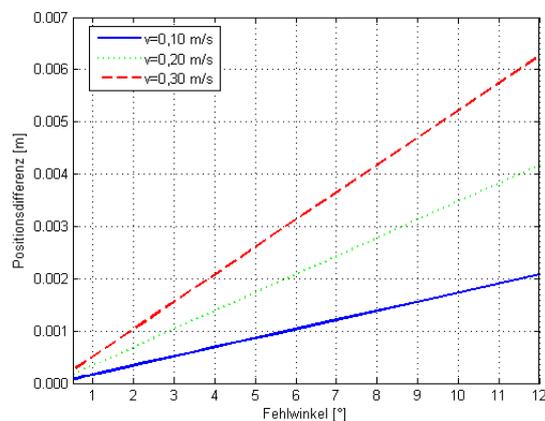


Abbildung 54: Positionsfehler durch fehlerhafte Orientierung

In den späteren Messfahrten im Simulator wird für die Untersuchung von Kalman-Filtern die Geschwindigkeit von 10 cm/s nur in einem Versuch überschritten, bei dem diese Problematik gezielt untersucht werden soll. Dadurch reicht die erreichbare Genauigkeit für die Orientierungsberechnung zunächst aus, wenn nur eine Epoche prädiiziert wird. Als weiteres genauigkeitssteigerndes Mittel ließe sich auch die Anzahl der zurückliegenden Punkte erhöhen. Jedoch würde dies nur bei geradlinigen Trajektorien eine Steigerung der Genauigkeit bedeuten, da bei Kurvenfahrten der Fehler in der berechneten Orientierung zunehmen würde. Der Fehler, der durch eine ausgleichende Gerade in Kurvenfahrten zur Orientierungsberechnung entsteht wird im Folgenden abgeschätzt.

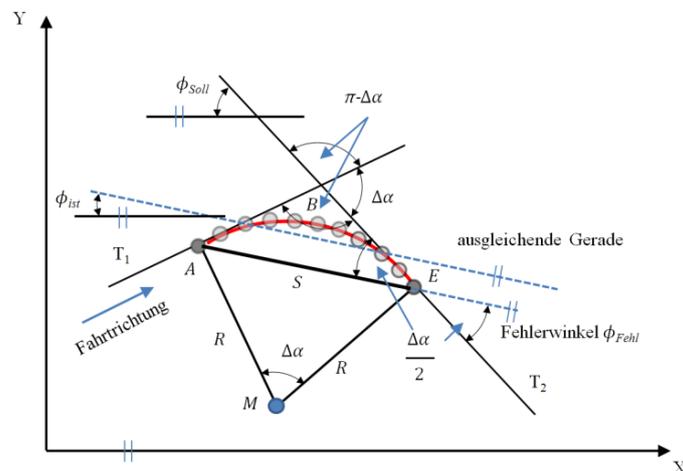


Abbildung 55: Fehlerwinkel durch ausgleichende Gerade während der Kreisfahrt (nach HÄBLER/WACHSMUTH 1994; mathematisches Koordinatensystem)

Für die Abschätzung werden folgende Annahmen getroffen:

- Das Fahrzeug befindet sich auf einer Kreisfahrt mit konstantem Radius von Punkt A nach Punkt E ,
- Die gemessenen Punkte zwischen Punkt A und Punkt E sind fehlerfrei,
- Das Fahrzeug hat eine konstante Geschwindigkeit.

Der Fehlerwinkel ϕ_{Fehl} berechnet sich aus der Differenz der tatsächlichen Orientierung ϕ_{Soll} und der durch die ausgleichende Gerade bestimmte Orientierung ϕ_{ist} . In Abbildung 55 werden die geometrischen Zusammenhänge des Fehlerwinkels der Orientierung ϕ_{Fehl} dargestellt. Mit den oben getroffenen Annahmen ergibt sich für die ausgleichende Gerade eine Parallele zur Sekante S des Kreisbogens, wenn diese aus der Punktfolge der Kreisfahrt berechnet wird. Die Sekante S hat demnach die gleiche Orientierung wie die ausgleichende Gerade. Der Zentriwinkel $\Delta\alpha$ berechnet sich aus der Länge des Kreisbogens und dem Radius R nach Gleichung (2-10). Aus den Winkelbeziehungen ergibt sich $\pi - \Delta\alpha$ für den gegenüberliegenden Winkel der Sekante S . Für die beiden anderen Winkel des gleichschenkligen Tangendendreiecks ergibt sich entsprechend der Winkel $\frac{\Delta\alpha}{2}$, was dem Fehlerwinkel ϕ_{Fehl} entspricht.

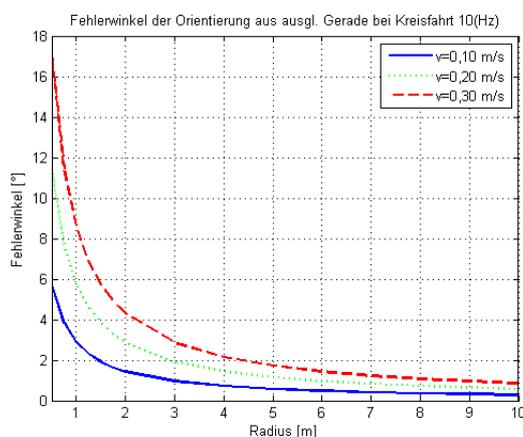


Abbildung 56: Fehlerwinkel der Orientierung durch die Berechnung einer ausgleichenden Geraden während einer Kreisfahrt

In Abbildung 56 wird der entstehende Fehlerwinkel durch die Berechnung der Orientierung mittels einer ausgleichenden Geraden während einer Kreisfahrt, für den jeweiligen Radius gegenübergestellt. Dabei kann auch hier bei der Verdopplung der Geschwindigkeit eine Verdopplung des Orientierungsfehlers festgestellt werden. Der Positionsfehler, der durch den Fehlerwinkel entsteht, entspricht bei einem Radius von 1 m und 10 cm/s entsprechend der Berechnung in Abbildung 54 wiederum 0,5 mm. Betrachtet man die Fehler der ausgleichenden Geraden zusammen, ergibt sich im Maximum ein Positionsfehler von 1 mm. Im besten Fall heben sich beide Fehler gegenseitig auf. In der Zukunft sollte hier ein zusätzlicher Winkelsensor zur Stützung der Winkelmessungen im Kurvenbereich in Betracht gezogen werden, wenn Fahrten mit höheren Geschwindigkeiten als 10 cm/s durchgeführt werden sollen. Die Implementierung eines solchen Sensors im Simulator ist jedoch nicht Ziel dieser Arbeit.

Abschließend wird in einem kurzen Beispiel gezeigt, inwieweit sich die Verbesserung der Orientierungsgenauigkeit durch eine ausgleichende Gerade auf die Genauigkeit der Werkzeugpunkte einer Asphaltfertigerbohle auswirken. Hierzu wird die Orientierung als neue Beobachtung eingeführt. Der gemessene Punkt zum Zeitpunkt $t - 1$ entfällt (vgl. Szenario 1 bis 3).

Tabelle 33 gibt erneut die für die Berechnung angenommenen a priori Genauigkeiten an. Zum Vergleich werden die Genauigkeiten der Orientierung aus Tabelle 30 für eine a priori Punktgenauigkeit von 5 mm angenommen. Die Standardabweichungen der Orientierung betragen einmal $0,455^\circ$ (Berechnung aus zwei Punkten) und einmal $0,323^\circ$ (Berechnung aus ausgleichender Geraden). Die Orientierung des Asphaltfertigers ist in diesem Fall wieder parallel zur X-Achse.

Tabelle 33: Eingangsgrößen Szenario 6

Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit	Eingangsgrößen	Wert	A priori Genauigkeit
$X_{gem,t}$	101,000 m	0,005 m	b_4	1,500 m	0,001 m
$Y_{gem,t}$	100,000 m	0,005 m	h_1	3,000 m	0,002 m
$Z_{gem,t}$	20,500 m	0,005 m	h_2	1,000 m	0,002 m
w_1	1,500 m	0,002 m	Θ	0,000 °	0,1°
b_1	0,500 m	0,002 m	Φ	0,000 °	0,1°
b_2	2,500 m	0,002 m	Ψ	0,000 °	variabel
b_3	1,500 m	0,001 m			

Beim Vergleich der Tabelle 34 und Tabelle 35 fällt zuerst auf, dass die Orientierung den größten Varianzanteil der jeweiligen Lagekoordinate hat. Bei den X-Koordinaten der Werkzeugpunkte hat den zweitgrößten Anteil die Mastneigung. Bei den Y-Koordinaten der Werkzeugpunkte haben dies die Anteile der Querneigung. Dies lässt sich mit der Ausrichtung des Fahrzeuges begründen, so dass die Mastneigung nur in X-Richtung wirkt und die Querneigung nur in Y-Richtung. Durch Verwendung einer ausgleichenden Geraden verbessert sich der Helmert'sche Punktfehler von Werkzeugpunkt P_1 um 4 mm und von Werkzeugpunkt P_2 um 8 mm. Zusammenfassend können folgende Punkte festgehalten werden:

- Die Berechnung der Orientierung hat bei den hier getroffenen Vorgaben nur Einfluss auf die Lagegenauigkeit der Werkzeugpunkte,
- durch Verwenden einer ausgleichenden Geraden wird im gezeigten Beispiel eine Verbesserung im Mittel von 41,5 % in der Orientierungsgenauigkeit erreicht.

Tabelle 34: Fahrt in Richtung X-Achse (2 Punkte, $\sigma_0 = 0,455^\circ$)

Koordinate	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	Orientierung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	7,84	-	-	1,25	-	15,28	-	75,63	0,018
Y_{P1}	-	11,66	-	1,87	0,47	-	22,73	63,29	0,015
Z_{P1}	-	-	48,04	15,37	-	13,17	23,41	-	0,007
X_{P2}	2,40	-	-	0,38	-	4,67	-	92,55	0,032
Y_{P2}	-	11,66	-	1,87	0,47	-	22,73	63,29	0,015
Z_{P2}	-	-	28,22	9,03	-	7,74	55,01	-	0,009

Helmert'scher Punktfehler $P_1 = 0,024$ und $P_2 = 0,037$ m

Tabelle 35: Fahrt in Richtung X-Achse (Ausgleichende Gerade, $\sigma_0 = 0,323^\circ$)

Koordinate	$X_{gem,t}$	$Y_{gem,t}$	$Z_{gem,t}$	Feste Bauteile	Bew. Seitenteile	Mastneigung	Querneigung	Orientierung	SD
	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[%]	[m]
X_{P1}	12,20	-	-	1,95	-	23,79	-	62,05	0,014
Y_{P1}	-	16,64	-	2,66	0,67	-	32,44	47,59	0,012
Z_{P1}	-	-	48,04	15,37	-	13,17	23,41	-	0,007
X_{P2}	4,26	-	-	0,68	-	8,31	-	86,74	0,024
Y_{P2}	-	16,64	-	2,66	0,67	-	32,44	47,59	0,012
Z_{P2}	-	-	28,22	9,03	-	7,74	55,01	-	0,009

Helmert'scher Punktfehler $P_1 = 0,020$ und $P_2 = 0,029$ m

Ergebnis

Das vorgestellte Verfahren zeigt, dass die Einflüsse der jeweiligen Parameter auf die Genauigkeit der Werkzeugpunkte sehr gut zu interpretieren sind. Durch die Angabe des jeweiligen Varianzanteils auf die Gesamtvarianz können Schwachstellen der Sensorkombinationen aufgedeckt und vorab behoben werden. Für erste Abschätzungen zur Auswahl von Sensoren reicht dieses Verfahren auf jeden Fall aus. In Fällen mit größeren nicht-linearen Einflüssen sind andere Verfahren vorzuziehen. Hierfür gibt es Ansätze, die mittels Monte-Carlo Simulationen und den entsprechenden Modellen die gesuchten Varianzanteile berechnen können und somit einer globalen Sensitivitätsanalyse dienen. Untersuchungen diesbezüglich sind weitere Arbeiten vorbehalten. Verfahren zur Evaluierung verschiedener Filter unter Verwendung der globalen Sensitivitätsanalyse sind in SCHWIEGER (2005) und RAMM (2008) zu finden.

3.4 Beschreibung der verwendeten Sensoren im Simulator

Wie in der Einleitung beschrieben ist das Ziel dieser Arbeit nicht die reale Abbildung der Wirklichkeit einer Baustelle. Vielmehr soll der Simulator zunächst nur im Labor, unter völligem Ausschluss baustellenspezifischer Einflüsse, die von außen auf das Fahrzeug einwirken können, betrieben werden. Als baustellenspezifische Einflüsse sind hier z.B. Einflüsse des Untergrunds auf die Fahreigenschaften des Fahrzeugs oder wetterbedingte Einflüsse auf die Sensoren gemeint. Dies hat den Vorteil sich ausschließlich auf die Systematiken und Probleme bei der Integration der Sensoren in den Regelkreis konzentrieren zu können. Aus diesem Grund werden zunächst nur Sensoren eingebunden, welche im Indoor-Bereich, also innerhalb von Gebäuden funktionieren. Diese Restriktion verhindert die Verwendung von GNSS, wodurch für die Positionsmessung in dieser Arbeit nur Tachymeter verwendet werden. In diesem Kapitel wird zunächst ein kurzer Einblick in die Technik der Zielverfolgung und die grundsätzliche Problematik bei der kinematischen Tachymetermessung gegeben. Abschließend werden die drei zu integrierenden Tachymeter vorgestellt und dabei auf die unterschiedlichen technischen Umsetzungen des jeweiligen Sensors und dessen technische Details eingegangen.

3.4.1 Grundlagen und Probleme der kinematischen Positionsbestimmung mit Tachymetern

Da bei der Baumaschinensteuerung ein wichtiger Faktor die durchgängig kinematische Positionsbestimmung eines bewegten Objektes ist, werden zur Lösung dieser Aufgabe nur Tachymeter eingesetzt, welche eine automatisierte Zielverfolgung und kinematische Messungen durchführen können. Die Zielverfolgung des Tachymeters wird möglich, da in den entsprechenden Tachymetern Motoren verbaut sind, die zur automatischen Nachführung nötig sind. Signalisiert wird das Ziel durch einen Reflektor, der mindestens aus einem Tripel-Prisma besteht. Bei der Zielverfolgung werden jedoch hauptsächlich 360°-Prismen eingesetzt, die immer aus mehreren Tripel-Prismen zusammengesetzt sind. Neuere Entwicklungen verwenden auch Reflektorfolie, die auf einen Zylinder aufgebracht ist und so von allen Seiten aus angezielt werden kann. Solche 360°-Reflektoren schicken den einfallenden Lichtstrahl direkt oder parallel verschoben zur Quelle des Lichtstrahls zurück. Durch den reflektierten Lichtstrahl, welcher z.B. durch eine Laserdiode erzeugt wird, kann mit entsprechenden Verfahren (vgl. DEUMLICH/STAIGER 2001 oder KAHMEN 2005) die Strecke berechnet werden. Neben der Strecke werden ebenfalls Horizontalrichtung und Zenitwinkel zu dem Ziel gemessen und in Koordinaten umgerechnet und ausgegeben. Zur Bestimmung absoluter Koordinaten muss zuvor für das Tachymeter der Standpunkt und die Orientierung ermittelt werden. Für die kinematische Positionsbestimmung spielen, im Gegensatz zur statischen Messung, hauptsächlich folgende Charakteristiken eine Rolle:

- Art der Zielverfolgung,
- Synchronisation der Messwerte,
- Dynamik des Tachymeters,
- Totzeit.

Um die Unterschiede der verwendeten Tachymeter zu verdeutlichen, werden zuerst die Art der Zielverfolgung und das Problem der Synchronisation erklärt. Der Begriff „Totzeit“ wurde zuvor in

Kapitel 3.1 erläutert und Informationen zur Dynamik der Geräte werden im nächsten Kapitel gegeben. Weitere systematische Fehler, wie sie bei der statischen Punktbestimmung oder bei einem Theodoliten vorhanden sind, werden hier nicht betrachtet und können z.B. in DEUMLICH/STAIGER (2001) nachgelesen werden. Die im Simulator verwendeten zielverfolgenden Tachymeter Leica TS30 und Trimble® SPS930 sind die aktuellsten und mit der höchsten Dynamik am Markt erhältlichen Geräte. Während dieser Arbeit hat sich herausgestellt, dass sich für die kinematische Messung das TS30 weniger gut eignet. Aus diesem Grund wurde zusätzlich das ältere Leica TCRP 1201 hinzugenommen. Dieses besitzt keine so hohe Dynamik bei der Zielverfolgung wie das TS30, liefert aber ein besseres Ergebnis bei der kinematischen Messung. Zunächst werden die unterschiedlichen Techniken der Zielverfolgung (auch Tracking Lock genannt) beschrieben und dann kurz auf die Problematik der Synchronisation der Messwerte eingegangen.

Bei der Zielverfolgung muss zunächst klar zwischen dem Prozess der Zielverfolgung und dem Prozess der Messung während der Zielverfolgung getrennt werden, da diese Prozesse unabhängig voneinander stattfinden können. In Abbildung 57 wird der grundsätzliche Ablauf einer Zielverfolgung (nach DEUMLICH/STAIGER 2001) gezeigt. Zu einem Zeitpunkt 1 ist das Fadenkreuz des Fernrohrs im Zentrum des Zielpunkts (Tripel-Prisma). Im Zeitpunkt 2 bewegt sich der Zielpunkt. Im Regelkreis für die Zielverfolgung (nach ZEISKE 1999) werden die Ablagen, das heißt die Differenzen beider Fadenkreuzachsen zum Prismenzentrum des Zielpunkts berechnet. Dies erfolgt über die Feinzielung des Tachymeters, die im Anschluss beschrieben wird. Die Ablagen werden nun an einen Regler übermittelt, welcher die Stellgrößen für die Motoren zum Nachführen des Tachymeters berechnet. Zu einem Zeitpunkt 3 wird versucht den Abstand zwischen Fadenkreuzmitte und Prismenzentrum zu minimieren. Die verbleibende Abweichung wird als Korrekturwert an die Messwerte angebracht. Danach wiederholt sich der ganze Prozess.

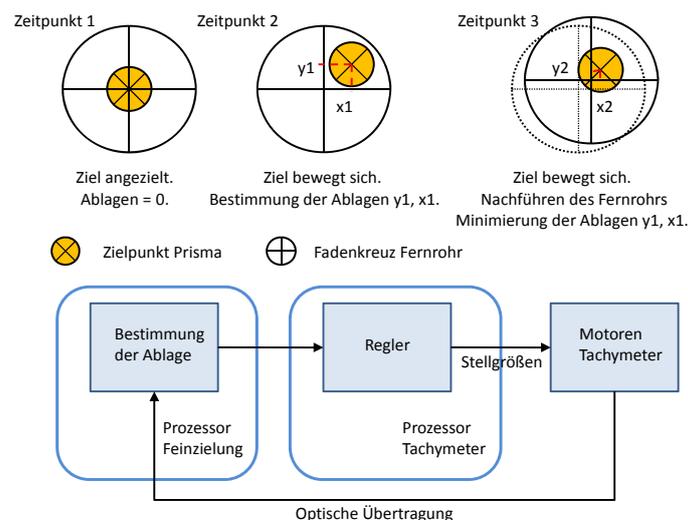


Abbildung 57: Ablauf Zielverfolgung (nach DEUMLICH/STAIGER 2001 und ZEISKE 1999)

Im weiteren Verlauf wird nun auf die Feinzielung des Tachymeters eingegangen. Hierzu muss zunächst der Unterschied zwischen Grob- und Feinzielung erklärt werden. Als Grobzielung versteht man nach DEUMLICH/STAIGER (2001) das Auffinden des Zielpunktes (Prisma) im Objektraum. Dieses geschieht bei den oben genannten Tachymetern vollautomatisch und ist beendet, wenn sich der Zielpunkt im Gesichtsfeld des Fernrohres befindet. Die Feinzielung wird nach DEUMLICH/STAIGER (2001) als bestmögliche Anzielung bezeichnet. Dies wird entweder durch Minimierung der Ablagen zu null erreicht oder durch Anbringen von Korrekturen durch die ermittelten Ablagen an die Messelemente. Letzteres wird aus Zeitgründen bei der automatischen Zielverfolgung verwendet. Leica Geosystems verwendet für die Zielverfolgung ausschließlich passive Reflektoren. Diese Reflektoren besitzen ein Tripel-Prisma, das ausschließlich unter Nutzung des reflektierten Lichtpunkts verfolgt wird. Demgegenüber verwendet Trimble® sowohl aktive als auch passive Reflektoren. Ein aktiver Reflektor besteht neben einem oder mehreren Tripel-Prismen, auch aus Sendedioden mit denen der Reflektor verfolgt und auch identifiziert werden kann. Anstatt der Tripel-Prismen wird bei Trimble® auch, wie bereits erwähnt, Reflektorfolie verwendet. Die Grundlagen für beide Methoden werden nun kurz erklärt.

Im Allgemeinen wird die Feinzielung durch das Erkennen des reflektierten Lichtsignals mittels eines lichtempfindlichen Sensors gelöst. Leica arbeitet hier mit einem CCD-Sensor (Charge-Coupled Device). Diese Art von Sensoren wird häufig in digitalen Kameras verbaut. Das Bild des Fernrohrs wird durch einen Spiegel auf einen solchen CCD-Sensor umgeleitet. Die Reflexion eines ausgesendeten Laserstrahls am Tripel-Prisma wird durch einen hellen Lichtfleck auf dem CCD-Sensor sichtbar. Der Schwerpunkt der Lichtreflexion repräsentiert die Prismenmitte des Zielpunktes. Die Position des Schwerpunktes wird im Koordinatensystem des CCD-Sensors (y, x) berechnet (vgl. Abbildung 58). Die Lage des Fadenkreuzes in Bezug zum CCD-Sensor ist durch eine Kalibrierung bekannt und die Ablagen auf Basis des CCD-Sensors können in das Achssystem des Tachymeters umgerechnet werden und an die Messelemente als Verbesserungen angebracht werden.

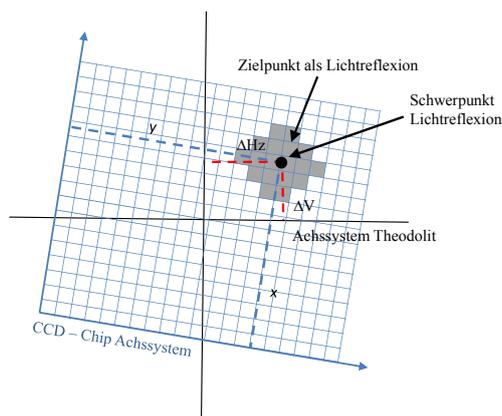


Abbildung 58: Bestimmung der Ablage Leica
(nach DEUMLICH/STAIGER 2001 UND KIRSCHNER/STEMPFHUBER 2008)

Im Gegensatz zu Leica arbeitet Trimble® bei der Zielverfolgung hauptsächlich mit aktiven Reflektoren. Zusätzlich kann das SPS930 auch passive Reflektoren kinematisch verfolgen und messen. Höhere Abtastraten von 10 und 20 Hz werden jedoch nur bei der Verwendung von aktiven Prismen erreicht. Bei der Zielerkennung arbeitet auch Trimble® mit einem lichtempfindlichen Sensor. Jedoch wird nach TRIMBLE® (2011b) eine lichtempfindliche doppelte 4-Quadranten-Diode verwendet. Eine große Diode als Grobsegment und eine kleinere 4-Quadranten-Diode als Feinsegment. Das Grobsegment wird wegen des großen Gesichtsfelds zur Suche bei weiten Entfernungen verwendet. Ebenso wird das Grobsegment zur Bestimmung der Ablagen verwendet, wenn das Ziel sehr nah ist (kleiner 20 m). Das Feinsegment wird zur Bestimmung der Ablagen für größere Entfernungen verwendet. Beim Tracking wird versucht, den Lichtfleck des Reflektors immer in der Mitte zu halten. Die ermittelten Restablagen werden wiederum durch Kalibrierparameter in das Achssystem des Tachymeters transformiert (vgl. Abbildung 59).

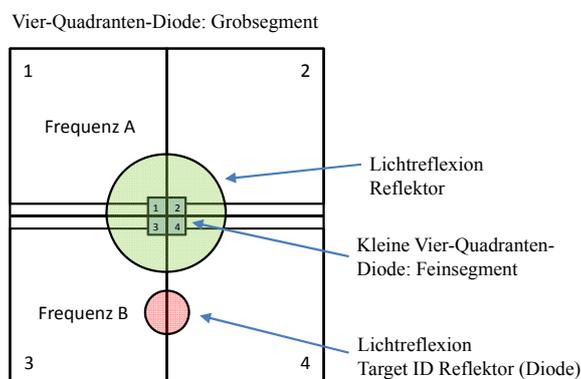


Abbildung 59: Bestimmung der Ablage Trimble® SPS (nach TRIMBLE® 2011b)

Da auf der Diode sowohl der Lichtreflex des Tripel-Prismas, als auch der der Sendediode des Reflektors für aktive Zielverfolgung als Lichtpunkt sichtbar wird, müssen diese anhand ihrer Frequenzen unterschieden werden. Der Vorteil dieser Methode ist die eindeutige Zuordnung des zu verfolgenden Prismas. Trimble® kann hier bis zu sechzehn verschiedene Prismen durch die Vergabe

unterschiedlicher Identifikationsfrequenzen unterscheiden. Diese Methode wird von Trimble® als MultiTrack™ bezeichnet. Für die eindeutige Identifizierung muss der Lichtpunkt des Prismas als auch der Sendediode auf der 4-Quadranten-Diode sichtbar sein.

Bei der kinematischen Positionsbestimmung eines bewegten Objektes werden Richtungen, Vertikalwinkel, Strecken und die Ablagen zur Korrektur der Winkel gemessen, während die Zielverfolgung des Prismas stattfindet (vgl. DEUMLICH/STAIGER 2001). Lange Zeit war es ein sehr großes Problem diese Messelemente synchronisiert zu messen. Auf Grund der unterschiedlichen Messdauer von Winkelmessung und Streckenmessung entstanden systematische Effekte, welche die gemessenen Positionen verfälschten. In Abbildung 60 wird dies verdeutlicht.

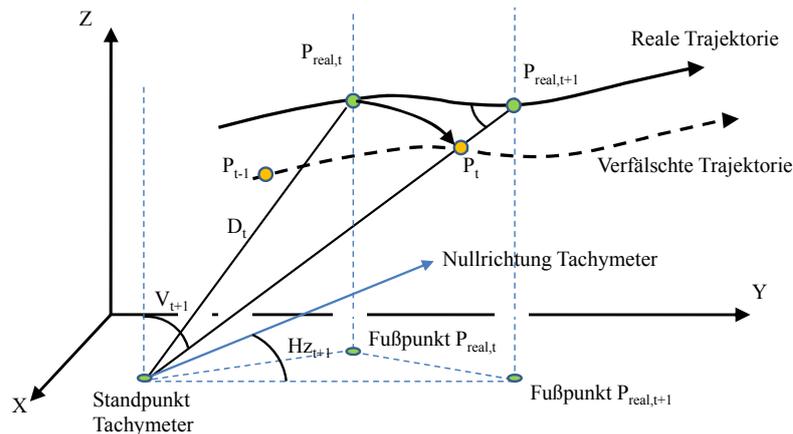


Abbildung 60: Auswirkung des Synchronisationsfehlers während der Messung (nach GLÄSER 2007 und STEMPFHUBER 2004)

Im gezeigten Beispiel geht die Streckenmessung der Winkelmessung voraus. Diese wird auf einen Punkt P_{real} zum Zeitpunkt t gemessen. Die Winkel V_{t+1} und $H_{z,t+1}$ hingegen werden auf Punkt $P_{real,t+1}$ zu einem Zeitpunkt $t + 1$ gemessen. Die Messelemente werden zusammen für den Zeitpunkt t ausgegeben und daraus wird eine Position P_t berechnet. Die daraus entstehende Abweichung zur realen Trajektorie kann bei Nicht-Berücksichtigung des Fehlers, je nach zeitlicher Differenz zwischen der Ausgabe der Sensorwerte mehr als einen Dezimeter betragen. In Abbildung 61 werden diese Systematiken für die Fahrt auf einer Schiene simuliert (Synchronisationsfehler = 100 ms). Die Höhenkomponente bleibt dabei unberücksichtigt. Das Tachymeter steht mittig im Bezug zur Schiene mit einem Abstand von 2,50 m. Sehr gut ist die Verdoppelung des Fehlers bei einer Verdoppelung der Geschwindigkeit zu sehen. Ebenso wirken sich die Fehler bei unterschiedlichen Fahrtrichtungen entgegengesetzt aus. In STEMPFHUBER (2004) werden, neben vertiefenden Informationen, entsprechende Korrekturformeln zur Minimierung dieses Problems veröffentlicht. In Geräten neuester Generation ist der Einfluss des Synchronisationsfehlers durch entsprechende Algorithmen sehr stark reduziert (vgl. STEMPFHUBER/INGENSAND 2008).

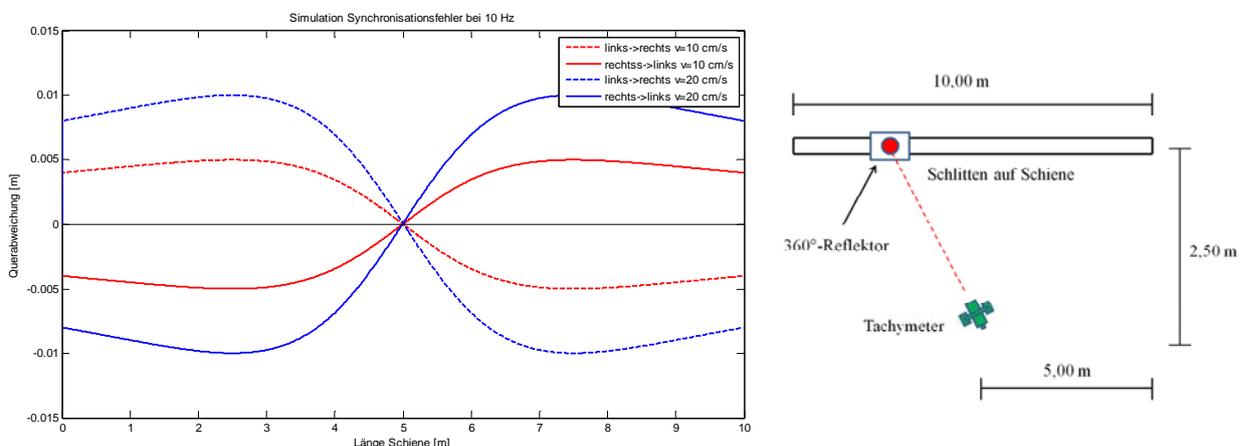


Abbildung 61: Auswirkung des Synchronisationsfehlers bei der simulierten Fahrt auf einer Schiene

3.4.2 Im Simulator eingesetzte Tachymeter und Reflektor-Kombinationen

In Tabelle 36 werden die im Simulator verwendeten Tachymeter gegenübergestellt und in den für die kinematische Positionsbestimmung wichtigen Eigenschaften miteinander verglichen. Das Leica TCRP 1201 bildet dabei einen älteren Vertreter dieser Universaltachymeter aus dem Jahr 2004. Das Trimble® SPS930 ist das genaueste Tachymeter der Firma Trimble® im Bereich der Baumaschinensteuerung und wird seit 2007 auf dem Markt angeboten. Das Leica TS30 ist das Aktuellste seiner Art und wird seit 2009 verkauft.

Tabelle 36: Eckdaten der im Simulator eingesetzten Tachymeter (nach LEICA 2004 , LEICA 2009a, TRIMBLE® 2007b, STEMPFHUBER\WUNDERLICH 2004 und STEMPFHUBER 2009b)

	Leica TCRP 1201	Leica TS30	Trimble® SPS930
			
Motorisierung	Elektromotor	Piezo-Technologie	Magnet-Technologie
Drehgeschwindigkeit	50 Gon/Sek. (45°/ Sek.)	200 Gon/Sek. (180°/ Sek.)	128 Gon/Sek. (115°/ Sek.)
Zielverfolgung	passiv	passiv	aktiv + passiv
max. Datenausgabe	8 - 10 Hz	8 - 10 Hz	20 Hz
Genauigkeit Richtung, Vertikalwinkel im Tracking Modus	1“	0,5“	1“
Genauigkeit Streckenmessung im Tracking Modus	5mm+2ppm	3mm+1ppm	10mm+2ppm
Totzeit	Kabel ca. 25 - 40 ms	Kabel ca. 25 - 40 ms	Kabel 23 ms Modem 40 ms
Synchronisationsfehler	mit MGUIDE nicht nachweisbar	mit MGUIDE nicht nachweisbar	nicht nachweisbar

Das TCRP 1201 wird über herkömmliche Elektromotoren angetrieben und ist dadurch das langsamste Tachymeter bezüglich der Drehgeschwindigkeit. Das SPS930 wird auf Grundlage von Elektromagneten angetrieben, nach dem Prinzip einer Magnetschwebbahn. Es erreicht eine mehr als doppelt so hohe Drehgeschwindigkeit, wie das TCRP 1201. Eine andere Technologie steckt im TS30, welche auf dem Piezo-Effekt beruht und mit einer Drehgeschwindigkeit von 200 gon/s das im Moment schnellste Universaltachymeter ist. Nähere Informationen bezüglich der Antriebe und der Geräte selbst sind für das TCRP 1201 und TS30 in STEMPFHUBER\WUNDERLICH (2004), LIENHART ET AL. (2009) und LEICA (2009b) und für das SPS930 entsprechend in LEMMON/JUNG (2005) und STEMPFHUBER (2009b) zu finden. Die Abtastraten der beiden Leica-Geräte sind um die Hälfte kleiner, als die Abtastrate des Trimble® SPS930, welches mit 20 Hz arbeitet. Das TS30 ist mit einer Winkelgenauigkeit von 0,5“ und einer Streckengenauigkeit von 3 mm im kinematischen Messmodus das genaueste Gerät. Das SPS930 hat hier mit 10 mm Streckengenauigkeit die schlechteste Genauigkeitsangabe. Diese Genauigkeitsangaben sind Herstellerangaben und nicht direkt miteinander

vergleichbar. Dies hängt mit den angesetzten Vertrauensbereichen zusammen, die nach den Regeln der Statistik bei der Bestimmung der Genauigkeit (Standardabweichung) eine Rolle spielen. Diese werden von den Herstellern unterschiedlich angesetzt und nicht immer angegeben.

Neben der eigentlichen Streckenmessung werden die Laserdioden von Zeit zu Zeit auf Grund von thermischen Effekten neu kalibriert, um ein Höchstmaß an Streckenmessgenauigkeit zu garantieren. Dies geschieht alle 10 bis 20 Sekunden während der kinematischen Messung und kann bis zu 700 ms dauern. Im Zeitbereich dieser Kalibrierung entstehen beim TS30 im Standardmodus Messlücken, da währenddessen keine korrekte Streckenmessung möglich ist. Durch Verwendung von zwei Laserdioden (vgl. STEMPFHUBER 2009b) ist das SPS930 das einzige auf dem Markt erhältliche Instrument, welches keine Messlücken aufweist. Beim TCRP 1201 ist auf Grund einer Kalibrierzeit von 60 ms dieser Effekt sehr gering, so dass dies bei Ausgabe der Koordinaten kaum Auswirkungen hat.

Die Totzeit beträgt bei allen Tachymetern je nach Übertragungsrate zwischen 23 und 40 ms. Ein Sonderfall ist hier das SPS930, da dieses im Simulator für das Auslesen mit höheren Abtastraten nur zusammen mit einem Funkmodem benutzt werden kann. Direktes Auslesen mit Abtastraten von 10 und 20 Hz ist nur Trimble® alleine und deren Partner vorbehalten. Die Totzeit beträgt beim SPS930 unter Verwendung eines Modems 40 ms (vgl. STEMPFHUBER 2009b), was bei einer Fahrt eines Fahrzeugs mit einer Geschwindigkeit von 10 cm/s eine Fahrstrecke von nur 4 mm ausmacht. Das heißt in der Zeit von der Messung bis zum Erreichen der Messwerte im Rechner hat das Fahrzeug 4 mm Fahrweg zurückgelegt. Der Synchronisationsfehler des SPS930 wird in STEMPFHUBER (2009b) mit 1 ms angegeben.

Für die beiden Leica Tachymeter gibt es zwei unterschiedliche Schnittstellen, die bei der kinematischen Positionsbestimmung benutzt werden können. Einmal die Leica GeoCOM, die auch zur Programmierung des Tachymeters genutzt werden kann, als auch die MGUIDE, welche zur Baumaschinensteuerung eingesetzt wird. Während bei der Verwendung der Leica GeoCOM bei der Fahrt auf einer Schiene noch systematische Effekte erkennbar sind, sind diese bei der Verwendung der MGUIDE eliminiert (siehe Abbildung 64 weiter unten). Ebenso werden beim TS30 die Messausfälle im MGUIDE-Modus teilweise kompensiert.

Wie bereits erwähnt, arbeiten die beiden Leica Tachymeter mit passiver Zielverfolgung, wohingegen Trimble® hauptsächlich eine aktive Zielverfolgung verwendet. In Abbildung 62 werden die im Simulator verwendeten 360°-Reflektoren gezeigt. Deutlich zu erkennen sind die unterschiedlichen Umsetzungen. Bei den Leica-Prismen sind sechs Triple-Prismen in einem Polyeder zusammengefügt. Dies gilt sowohl für das GRZ 122 von Leica, als auch für das GRZ 101. Das GRZ 101 ist dabei deutlich kleiner als das GRZ 122 und ist für den späteren Simulator auf Grund seiner Größe besser geeignet (vgl. Kapitel 5.1.4). Beim Trimble® MT1000 ist ein Prismenkranz von acht Tripelprismen um die vertikale Mittelachse des Prismas verbaut. Sehr gut sind die Dioden über und unter den Prismen für die aktive Zielverfolgung zu erkennen. Der Diodenkranz für die aktive Zielverfolgung ist beim MT900 im Gegensatz zum MT1000 mittig verbaut. Das MT900 ist speziell für den Einsatz in der Baumaschinensteuerung konzipiert. Ein Zylinder, welcher mit einer Reflektorfolie beklebt ist, ersetzt die Prismen. Dies hat den Vorteil, dass bei großen Vibrationen oder Erschütterungen das Zielzeichen nicht zerbricht. Dies kann bei manchen Tripelprismen auf Grund ihrer Verklebung an den Prismenkanten vorkommen. Leica bietet hier das MPR 121 an, welches sehr robust ist und speziell für die Baumaschinensteuerung eingesetzt wird. Die bessere Robustheit wird beim MPR 121 durch eine Verstärkung des Mittelschafts erreicht (vgl. LEICA 2010). Der Prismenkörper gleicht im Aussehen und Funktionsweise dem des GRZ 122 und wurde aus Kostengründen nicht zusätzlich für den Simulator beschafft. Systematische Effekte bei Rotation der 360°-Prismen sind bekannt (vgl. FAVRE/HENNES 2000 oder KIRSCHNER/STEMPFHUBER 2008) und können mehrere mm Abweichung erreichen. Dies ist z.T. fabrikationsbedingt aber auch vom Anzielwinkel auf das Prisma und der daraus resultierenden Brechung im Glas abhängig (INGENSAND 2001). Eine spezielle Messanordnung zur Eliminierung dieser Effekte ist nicht bekannt.



Leica GRZ 122



Leica GRZ 101



Trimble® MT1000



Trimble® MT900

Abbildung 62: Übersicht der im Simulator verwendeten 360°-Reflektoren

3.4.3 Praktische Überprüfung der Systematiken bezüglich der eingesetzten Tachymeter- und Reflektor-Kombinationen

Zur Überprüfung der systematischen Effekte bei den drei Tachymetern und den benutzten 360°-Prismen werden mehrere Messreihen durchgeführt. Dies ist notwendig, da solche Effekte einen Einfluss auf die Positionsgenauigkeit haben und somit im Simulator das Reglergebnis beeinflussen können. Zunächst werden Untersuchungen zum Synchronisationsfehler der Tachymeter durchgeführt. Anschließend werden weitere Untersuchungen bezüglich der Messgenauigkeit der Tachymeter auf die verwendeten Reflektoren unternommen. Die Vorgehensweise und die erreichten Ergebnisse werden im Folgenden gezeigt.

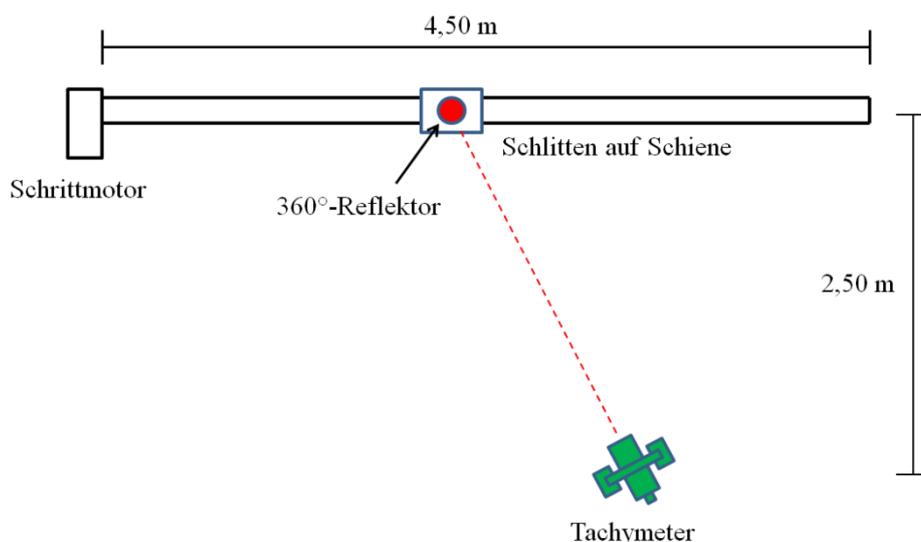


Abbildung 63: Messanordnung auf der Lineareinheit

Für die Überprüfung der Tachymeter auf Synchronisationsfehler zwischen Strecken- und Winkelmessung wird, wie in STEMPFHUBER (2004) beschrieben, ein 360°-Prisma auf einer definierten linearen Trajektorie bewegt und kinematische Messungen durchgeführt. Diese Trajektorie wird in unserem Fall durch eine Schiene repräsentiert, auf der sich ein Schlitten bewegt, der durch einen Schrittmotor angetrieben wird (vgl. Abbildung 63). Diese Lineareinheit des IIGS lässt durch die kurze Strecke von 4,50 m keine ausführlichen dynamischen Untersuchungen der Tachymeter zu. Jedoch können durch geschickte Anordnung des Tachymeters, die durch den Synchronisationsfehler oben genannten systematischen Effekte sichtbar gemacht werden (vgl. STEMPFHUBER 2004 und BEETZ 2003). Voraussetzung dafür ist, dass die Schiene hochgenaue Referenz-Koordinaten besitzt und das Tachymeter im gleichen System positioniert ist. So werden bei Bewegung des Schlittens die gemessenen Positionen des auf dem Schlitten angebrachten 360°-Prismas deutlich verfälscht, wenn ein Synchronisationsfehler vorhanden ist. Ist kein Synchronisationsfehler vorhanden, sind die kinematisch gemessenen Positionen mit denen der Schiene nahezu identisch. Für alle Tachymeter wurden hierfür Messfahrten in unterschiedlichen Richtungen und in unterschiedlichen Geschwindigkeiten durchgeführt. Dies hängt damit zusammen, dass die Auswirkung des systematischen Fehlers sich bei

doppelter Geschwindigkeit ebenfalls verdoppelt und bei unterschiedlicher Fahrtrichtung entgegengesetzt wirkt (s.o.). Die Fahrtgeschwindigkeiten betragen 8 cm/s und 16 cm/s. Dies entspricht einer Rotationsgeschwindigkeit von 2 und 4 gon/s. Die Positionen wurden bei den Messfahrten beim Trimble® SPS930 mit 20 Hz erfasst, die beiden Leica Instrumente hatten eine Abtastrate von 8 - 10 Hz. In Tabelle 37 sind die Ergebnisse der Messfahrten als Standardabweichung gegenübergestellt. Dabei wurde eine Standardabweichung durch die gemessenen Querabweichungen bezüglich der Schiene berechnet. Diese repräsentiert eine äußere Genauigkeit, in der auch systematische Effekte enthalten sind. Eine zweite Standardabweichung wurde bezüglich des Mittelwerts der Querabweichungen berechnet. Diese repräsentiert eine innere Genauigkeit. Durch die innere Genauigkeit kann zusätzlich eine Aussage getroffen werden, ohne dass durch fehlerhafte Stationierungen eventuelle Offsets das Genauigkeitsmaß verfälschen. Systematische Effekte wurden jedoch nicht erkannt.

Tabelle 37: Überblick der Ergebnisse der Messfahrten auf der Lineareinheit

Tachymeter	Fahrtrichtung aus Sicht des Tachymeters und Geschwindigkeit	Standardabweichung	Standardabweichung
		bzgl. Schiene	bzgl. berechnetem Mittelwert
		[m]	[m]
SPS930	l->r 8 cm/s	0,001	0,001
	r->l 8 cm/s	0,001	0,001
	l->r 16 cm/s	0,001	0,001
	r->l 16 cm/s	0,001	0,001
TCRP 1201 MGUIDE	l->r 8 cm/s	0,001	0,001
	r->l 8 cm/s	0,001	0,001
	l->r 16 cm/s	0,002	0,001
	r->l 16 cm/s	0,002	0,001
TS30 MGUIDE	l->r 8 cm/s	0,002	0,001
	r->l 8 cm/s	0,003	0,001
	l->r 16 cm/s	0,002	0,001
	r->l 16 cm/s	0,004	0,001
TS30 GeoCOM	l->r 8 cm/s	0,003	0,003
	r->l 8 cm/s	0,005	0,003
	l->r 16 cm/s	0,005	0,002
	r->l 16 cm/s	0,008	0,001

Bei der inneren Genauigkeit erreichen alle drei Tachymeter eine Standardabweichung von 1 mm. Bei der absoluten Genauigkeit ist bei dem TCRP 1201 (MGUIDE) bei den schnelleren Fahrten eine Verschlechterung um 1 mm festzustellen.

Das TS30 (MGUIDE) erreicht bei der absoluten Genauigkeit einen Wert von 2 mm in der Richtung von links nach rechts. Bei der entgegengesetzten Richtung verschlechtert sich der Wert um das Doppelte. Beim Vergleich der vier Fahrten des TS30 (MGUIDE) konnte jedoch ein Offset nur in einer Richtung festgestellt werden, so dass eine Systematik bezüglich des Synchronisationsfehlers ausgeschlossen werden kann. Das SPS930 erreichte bei der absoluten Genauigkeit den besten Wert mit 1 mm. Unter Verwendung der Leica GeoCOM erreicht das TS30 das „schlechteste“ Ergebnis. Dies liegt vermutlich daran, dass durch rechnerinterne Prozesse die Messwerte unter Verwendung der MGUIDE so optimiert werden, dass systematische Effekte zum größten Teil eliminiert werden. Bei der Verwendung der GeoCOM scheint diese Optimierung nicht durchgeführt zu werden. Aus diesem Grund treten diese Effekte hier deutlicher auf. In Abbildung 64 sind vier Messfahrten aller Tachymeter für eine Geschwindigkeit und eine Fahrtrichtung gegenübergestellt. Beim Trimble® SPS und bei den Leica Tachymetern mit Verwendung der MGUIDE konnten keine Synchronisationsfehler nachgewiesen werden. Lediglich bei der Verwendung der Leica GeoCOM sind leichte systematische Effekte von bis zu 8 mm erkennbar. Im späteren Simulator werden die Leica Tachymeter nur in Verbindung mit der MGUIDE benutzt.

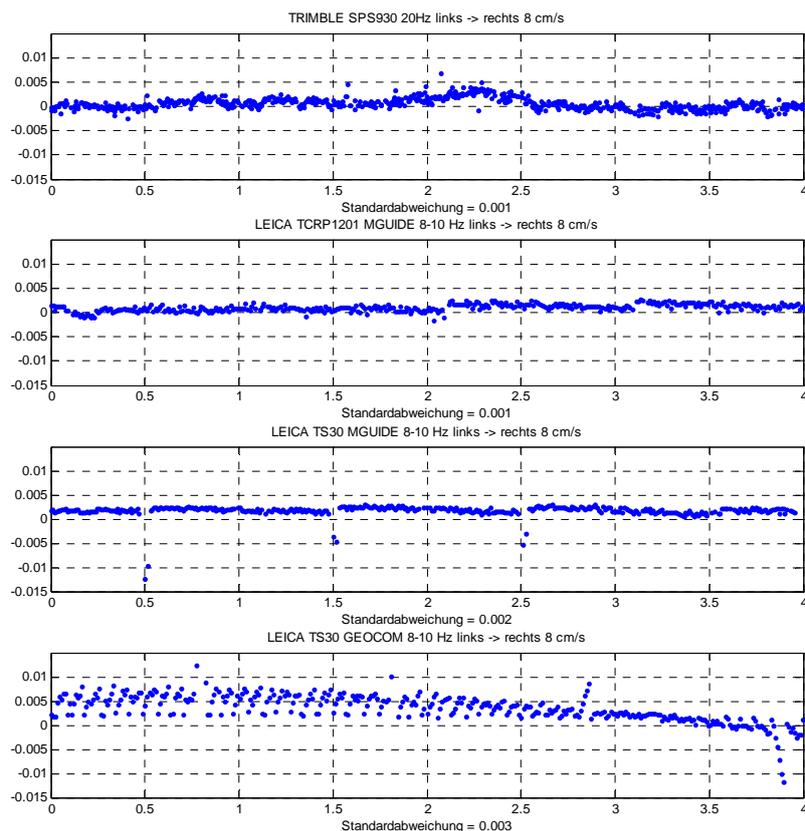


Abbildung 64: Vergleich von Messfahrten unterschiedlicher Tachymeter und Modi

Für die Untersuchung der oben aufgeführten 360°-Prismen auf die oben genannten systematischen Effekte, wird ein Versuchsaufbau benutzt, wie er in FAVRE/HENNES (2000) beschrieben wird. Dabei wird das Prisma lotrecht auf einen Robot-Tachymeter (hier Leica TCR 2003) positioniert und unter



Abbildung 65: Aufbau der Prismen zur Überprüfung der systematischen Effekte bei Reflektoren

Vorgabe bestimmter Winkelschritte um die vertikale Achse gedreht (vgl. Abbildung 65). Die Winkelschritte werden so gewählt, dass bei allen Prismen des 360°-Prismas immer wieder die Prismenmitte getroffen wird, sowie Messungen neben den Prismenzentren durchgeführt werden. Die Abstände zu den Prismen betragen 9 und 25 m, was den jeweiligen Messabständen im späteren Simulator entspricht. Während der Drehung des 360°-Prismas wird kontinuierlich gemessen. Anschließend werden die Messelemente in Positionen umgerechnet und verglichen. Für den Vergleich wurde der *RMS* (Root Mean Square, vgl. BENNING 2007) bezüglich des Koordinatenschwerpunktes und die Anzahl der Differenzen zum Koordinatenschwerpunkt, die im Intervall -2 bis +2 mm liegen herangezogen. Die bisher erreichte höchste Genauigkeit für Messfahrten im Simulator liegt bei ca. 2 mm, weshalb dieses Intervall von besonderer Bedeutung bei den Untersuchungen ist. Alle Horizontalrichtungen werden auf eine mittlere Horizontalrichtung reduziert, so dass der Einfluss der Horizontalwinkel in den Y-Koordinaten zu sehen ist und der Einfluss der Streckenmessung hauptsächlich in der X-Koordinate. Der Einfluss der Genauigkeit des Vertikalwinkels und der Strecke wird somit in der Z-Koordinate deutlich. In Tabelle 38 wird ein Überblick der erreichten Genauigkeiten gegeben.

Tabelle 38: Überblick der Ergebnisse für unterschiedliche Tachymeter und Prismen

Tachymeter	Zielweite [m]	Prisma	Abtastrate [Hz]	RMS Y [m]	RMS X [m]	RMS Z [m]	Anzahl der Differenzen -0.002 m >= DY <= 0.002 [%]	Anzahl der Differenzen -0.002 m >= DX <= 0.002 [%]	Anzahl der Differenzen -0.002 m >= DZ <= 0.002 [%]
TCRP 1201	9	GRZ122	8 - 10	0,0005	0,0010	0,0003	100,0	97,1	100,0
	25	GRZ122	8 - 10	0,0008	0,0010	0,0001	98,5	94,0	100,0
	9	GRZ101	8 - 10	0,0008	0,0006	0,0010	97,0	99,6	100,0
	25	GRZ101	8 - 10	0,0022	0,0006	0,0018	60,8	100,0	79,2
TS30	9	GRZ122	8 - 10	0,0009	0,0008	0,0001	98,7	100,0	100,0
	25	GRZ122	8 - 10	0,0007	0,0008	0,0002	99,8	99,8	100,0
	9	GRZ101	8 - 10	0,0006	0,0006	0,0009	99,5	100,0	100,0
	25	GRZ101	8 - 10	0,0005	0,0006	0,0009	100,0	100,0	100,0
SPS930	9	MT900	10	0,0010	0,0010	0,0002	95,3	96,6	100,0
	25	MT900	10	0,0011	0,0010	0,0003	94,4	96,2	100,0
	9	MT900	20	0,0010	0,0009	0,0002	96,8	95,9	100,0
	25	MT900	20	0,0008	0,0014	0,0002	98,2	93,0	100,0
	9	MT1000	10	0,0007	0,0018	0,0012	100,0	85,4	92,2
	25	MT1000	10	0,0006	0,0012	0,0018	100,0	90,3	71,2
	9	MT1000	20	0,0007	0,0018	0,0012	100,0	86,6	90,7
	25	MT1000	20	0,0007	0,0017	0,0017	100,0	90,5	72,2

Obwohl alle 360°-Prismen, wie schon bei INGENSAND (2001) gezeigt, anhand ihrer Bauart systematische Effekte aufweisen, haben diese nur geringen Einfluss auf die Genauigkeit der Positionen, wenn der Reflektor eine Voldrehung erfährt. Der Einfluss auf die Höhengenaugkeit ist beim GRZ 122 deutlich geringer als beim GRZ101. Alle erreichten Genauigkeiten bleiben unter der angegeben jeweiligen Streckenmessgenauigkeit der Tachymeter. Beim TCRP 1201 wird deutlich, dass die Messung auf das GRZ101 beim entfernten Ziel größere Probleme bereitet, als auf das nahe oder auf das größere Prisma GRZ122. Das TS30 erreicht bessere Genauigkeiten mit dem GRZ101, als das TCRP 1201. Insgesamt erreichen die Tachymeter mit Ausnahme der Kombination TCRP 1201 und GRZ101 auf 25 m nahezu identische Ergebnisse in allen drei Genauigkeiten. Das TCRP 1201 und das TS30 bleiben dabei unter der Streckenmessgenauigkeit von 3 mm. Beim MT900 ist die Lagegenauigkeit nur geringfügig schlechter, als bei den Leica Tachymetern und Leica Prismen. Erstaunlich ist die sehr gute Höhengenaugkeit, die auch mit diesem Reflektortyp erzielt werden kann. Eine signifikante Verschlechterung der Genauigkeit bezüglich der Abtastraten kann hier nicht erkannt werden. Beim MT1000 wird eine geringe Verschlechterung bezüglich der Streckenmessgenauigkeit deutlich. Bei diesem Reflektor ist im Nahbereich eine Verschlechterung der X-Koordinatendifferenzen um ca. einen Millimeter zu erkennen. Auch beim MT1000 ist keine signifikante Änderung der Messgenauigkeit bezüglich der Abtastrate zu erkennen. Sowohl bei der Benutzung des MT1000, als auch beim MT900 sind die erreichten Genauigkeiten deutlich unter der angegebenen Streckenmessgenauigkeit von 10 mm. Im Rahmen der Untersuchung, kann diese als deutlich zu pessimistisch bezeichnet werden. Bei allen 360°-Prismen mit Tripelprismen kann eine Verbesserung der Höhengenaugkeit bei Vergrößerung der Zielweite erkannt werden. Lediglich die Kombination TCRP 1201 und GRZ101 bestätigt dieses nicht. Zusammengefasst kann in dieser Untersuchung festgestellt werden, dass die Kombinationen der Leica Tachymeter und Reflektoren eine geringfügig bessere Lagegenauigkeit erreichen. Die erreichten Höhengenaugkeiten beim MT900 von Trimble® und GRZ122 von Leica sind vergleichbar. Das MT1000 schneidet bei dieser Untersuchung am schlechtesten ab. Jedoch liegen die Genauigkeiten immer noch im Bereich von unter 2 mm.

4 Aufbau des Baumaschinensimulators am IIGS

Im folgenden Kapitel wird im ersten Teil der Stand des Simulators nach Abschluss der Arbeit von GLÄSER (2007) gezeigt. Anschließend erfolgt eine Aufzählung der Neuerungen und ausgetauschten Bestandteile. Dabei wird in Hardware und Software unterschieden. Des Weiteren werden das Datenmanagement und die implementierten Soll-Trajektorien erläutert. Im zweiten Teil erfolgt eine Vorstellung der einzelnen umgesetzten Module.

4.1 Stand und Erweiterungen des Baumaschinensimulators

4.1.1 Hardware

Ziel des Systems ist es, ein von einem Steuerrechner gelenktes Modell einer Baumaschine auf einer vorgegebenen Strecke (Soll-Trajektorie) zu führen. Dabei sollen die Eigenschaften der Fahrzeugmodelle, der Sensoren und der Steuer- und Regelalgorithmen im Labor untersucht werden können. Um den notwendigen Platzbedarf weitestgehend zu reduzieren und dennoch ein entsprechendes Fahrverhalten der Baumaschinen realitätsnah simulieren zu können, werden hier, wie in GLÄSER (2007) vorgeschlagen, ferngesteuerte Fahrzeugmodelle benutzt, die im Fahrverhalten einer realen Baumaschine entsprechen. Die Ausführung der Steuer- und Regelalgorithmen erfolgt über einen externen Rechner, welcher die entsprechenden Steuersignale über eine Fernsteuerung an das Fahrzeug sendet. Dadurch wird es möglich, das Fahrzeug während einer Testfahrt durch Änderung bestimmter Systemparameter (z.B. Regler) direkt zu beeinflussen ohne auf dem Fahrzeug selbst mitfahren zu müssen. Auf diesem Fahrzeug beeinflussen so genannte Fahrtenregler und Servomotoren die Fahrtgeschwindigkeit und Richtung des Fahrzeugs. Die Beeinflussung der Servomotoren und Fahrtenregler erfolgt über in der Fernsteuerung verbaute Potentiometer. Diese vier Potentiometer beeinflussen den Weg der Servomotoren (z.B. für die Lenkung) bzw. das Steuersignal des Fahrtenreglers für die Geschwindigkeit des Modellfahrzeuges. Die Übertragung des Steuersignals der Potentiometer von der Fernsteuerung zum Modellfahrzeug erfolgt über den Luftweg über eine bestimmte Frequenz, z.B. 2,4 GHz. Die Fernsteuerung selbst ist über eine Analog-Digitalwandelkarte mit dem Steuerrechner verbunden. Der Steuerrechner berechnet, wie bereits oben erwähnt, mit Hilfe entsprechender Steuer- und Regelalgorithmen die geforderten Steuersignale für die Fernbedienung und legt die entsprechende Spannung an den Potentiometern an. Als Grundlage dienen die Informationen der Sensoren und den vorgegebenen Steuer- und Regelparametern. Zusammengefasst können die Bestandteile des Simulators auf Hardwareseite in folgenden Gruppen unterteilt werden:

- Sensoren
- Steuerrechner
- Analog-Digitalwandlung
- Fernsteuerung
- Modell der Baumaschine (z.B. Modell-LKW)

In Tabelle 39 wird der Stand des Simulators zum Abschluss der Arbeit von GLÄSER (2007) und die Erweiterungen aus dieser Arbeit gegenübergestellt.

Tabelle 39: Erweiterungen des bestehenden Systems auf Hardwarebasis

	Sensoren	Steuerrechner	Analog-Digitalwandlung	Fernsteuerung	Modell der Baumaschine
Stand	Leica TCRP 1201 (Tachymeter)	Panasonic Toughbook	National Instruments DAQCard 6036E (2 Analog-Ausgänge)	Noname 44 MHz	Tamyia Roadliner M 1:14 (LKW)
Erweiterung	Leica TS30 (Tachymeter) Trimble® SPS930 (Tachymeter)	Fujitsu Siemens Lifebook E-Series (Centrino mit Intel Core Due 2,1 GHz und 2 GB RAM)	National Instruments DAQCard 6715E (8 Analog-Ausgänge)	Futaba T7C 2,4 GHz	Conrad Robby RP5/RP6 C-Control Robot System (Raupe)

Im Bereich der Sensoren wurden die aktuellen Tachymeter höchster Genauigkeit von den Herstellern Trimble® und Leica implementiert. Der Steuerrechner wurde durch einen schnelleren Laptop der Firma Fujitsu Siemens ersetzt. Durch den Einsatz eines Laptops, als Steuerrechner, wird das System flexibel und transportabel gehalten. Bei der Analog-Digitalwandlung wird mittlerweile eine Karte mit acht Analogausgängen verwendet. So ist es nun möglich alle vier Potentiometer der Fernsteuerung gleichzeitig anzusteuern. Notwendig wird dies durch eine spätere zusätzlich geplante Höhenreglung des Werkzeugs. Als neue Fernsteuerung wird das Modell T7C der Firma Futaba eingesetzt. Im Gegensatz zur bisherigen Fernsteuerung sendet diese auf 2,4 GHz. Dieser Frequenzbereich ermöglicht eine nahezu störungsfreie Funkübertragung, was zur Stabilität des Gesamtsystems beiträgt. Bei der bisherigen Fernsteuerung mussten durch z.B. von Mobilfunkgeräte hervorgerufene Störungen, erhebliche Einbußen in der Genauigkeit der Fahrzeugführung in Kauf genommen werden. Zur Erweiterung der Modellfahrzeuge war die Integration einer Laderaupe geplant mit der sowohl eine Lageregelung, als auch eine Höhenreglung des Werkzeugs möglich gewesen wäre. Da bis zur Fertigstellung der Arbeit keine Modellraupe mit entsprechendem Detailgrad¹ und konsistenter Funktionsfähigkeit auf dem Markt erhältlich war, wurde sich dafür entschieden, ein kostengünstiges Raupenfahrwerk eines Roboters zu integrieren. So wird es möglich das Fahrverhalten einer Raupe näherungsweise zu simulieren und es können schon jetzt entsprechende Vorarbeiten durchgeführt werden, die eine spätere Implementierung eines besser geeigneten Modells erleichtern. Die eingesetzten Modelle werden mit aufgesetzten 360°-Prismen unterschiedlicher Hersteller in Abbildung 66 gezeigt.



Abbildung 66: Fahrzeugmodelle im Baumaschinensimulator des IIGS (links Radfahrzeug, rechts Raupenfahrzeug)

¹ Durch die Leihgabe einer Modellraupe der ETH Zürich (Prof. Dr.-Ing. H. Ingensand, IGP) konnten erste Tests durchgeführt werden. Dabei handelte es sich um die einzig käuflich erwerbliche Modellraupe mit einem hohen Detailgrad. Jedoch waren längere Fahrten mit gleichzeitiger Lage- und Werkzeugsteuerung nicht möglich, wodurch dieses Modell nicht für den Simulator geeignet war.

In Abbildung 67 wird der grundsätzliche und lagemäßige Aufbau des Systems im Labor dargestellt. Die Anordnung des Systems und Aufbau des Festpunktfeldes wurde bereits in GLÄSER (2007) durchgeführt.

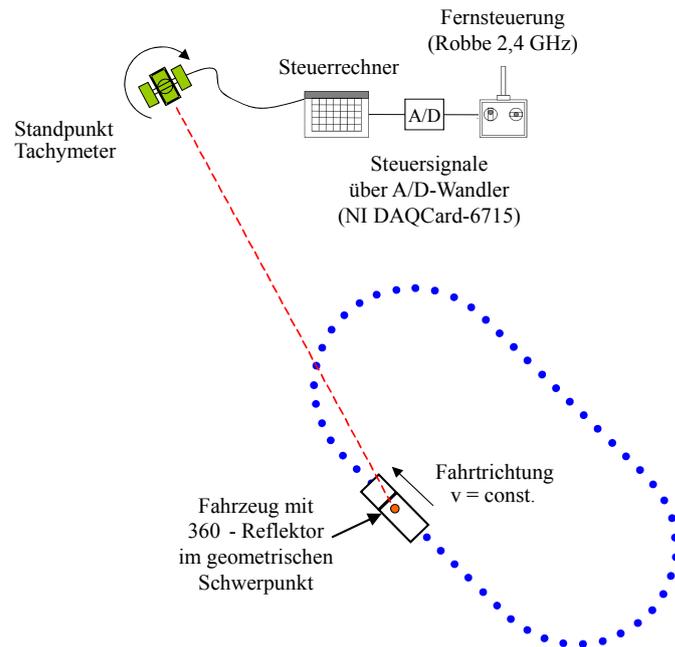


Abbildung 67: Lageplan und Anordnung der Hardwarekomponenten (nach BEETZ/SCHWIEGER 2008)

Die Zielweiten der Tachymeter während der Fahrt im Labor variieren zwischen fünf und neun Metern, was den Tachymetern ein sehr großes Maß an Dynamik bei der kinematischen Zielverfolgung und Messung abverlangt. Zur Durchführung von Testfahrten mit größeren Zielweiten wurde bei der Umsetzung dieser Arbeit eine zweite Testumgebung im Flurbereich des Labors des IIGS eingerichtet. Dadurch werden Zielweiten im Bereich von 20 und 25 Metern möglich. Dabei kann z.B. der Einfluss der Zielweite auf die Genauigkeit der gemessenen Positionen des Tachymeters in diesem Bereich untersucht werden. Die Testumgebungen und implementierten Trajektorien werden später noch vertieft beschrieben.

4.1.2 Software

In diesem Kapitel wird zunächst das in GLÄSER (2007) umgesetzte System erklärt. Anschließend wird auf die für den Simulator durchgeführten Änderungen eingegangen. Dabei erfolgt aus Gründen der Übersichtlichkeit die Beschreibung der einzelnen neuen Module zunächst überblicksartig. Im späteren Verlauf der Arbeit wird detailliert auf die Umsetzung der einzelnen Module eingegangen.

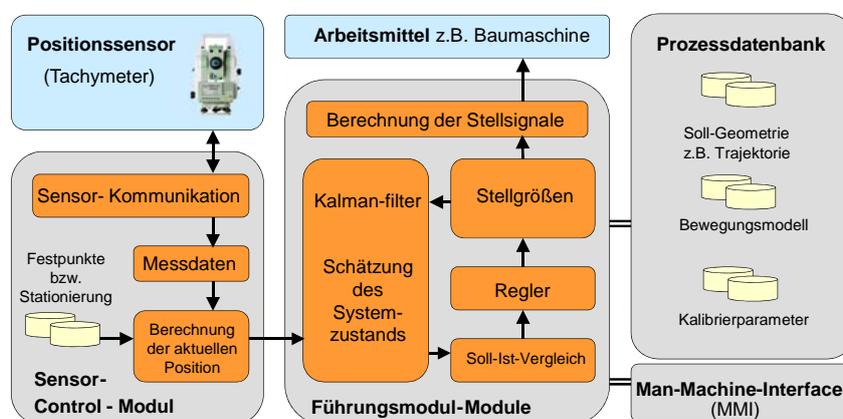


Abbildung 68: Systemarchitektur von GLÄSER (2007)

In Abbildung 68 wird die Systemarchitektur des in GLÄSER (2007) konzipierten modularen Systems zur hochgenauen Bahnführung gezeigt. Prinzipiell werden hier zwei Module verwendet. Ein Modul ist zur Steuerung und zum Auslesen eines Positionssensors vorhanden, hier als Sensor-Control-Modul bezeichnet. Ein zweites Modul wird zur Steuerung und Kontrolle des Arbeitsmittels (Modell-LKW) verwendet und als Führungsmodul bezeichnet. Die Umsetzung des Systems erfolgt in LabView™ auf einem Windows Betriebssystem. LabView™ selbst ist eine Programmiersprache von National Instruments (vgl. GEORGI/METIN 2009), die anders als z.B. C oder Java nicht textbasiert ist, sondern mit grafischen Symbolen arbeitet. Angebunden ist das gesamte System an einer MySQL-Datenbank. In dieser Datenbank sind alle notwendigen Daten wie z.B. Festpunkte, Sollgeometrie (Trajektorie), Bewegungsmodelle und Kalibrierparameter gespeichert. Die Kalibrierparameter beschreiben den Zusammenhang zwischen Stellgröße des Reglers und Stellsignal für das jeweilige Arbeitsmittel. Als Beispiel sei hier die Umrechnung des Lenkwinkels auf eine elektrische Größe aufgeführt, um die Lenkung des Modell-LKWs von der Fernsteuerung aus anzusprechen. Als weitere Anbindung ist das sogenannte Man-Machine-Interface (MMI) zu nennen, welches dem Bediener des Steuermoduls ermöglicht, sich visuell z.B. die Position des Fahrzeugs in Bezug zur Soll-Trajektorie darstellen zu lassen. Weiter können auch eventuelle Anpassungen während des Betriebs am Führungsmodul vorgenommen werden. Bei der Umsetzung der Systemarchitektur wurde hier das MMI im Führungsmodul direkt integriert. Das Führungsmodul selbst beinhaltet in der Systemarchitektur, neben dem eigentlichen Regler, weitere Algorithmen zur Berechnung des Soll-Ist-Vergleichs (Regelabweichung), der Stellsignale (Steuerung des Modell-LKWs über Fernsteuerung) und ein Kalman-Filter. Hierzu muss einschränkend gesagt werden, dass in GLÄSER (2007) ein mögliches Kalman-Filter nur theoretisch aufgeführt wurde und auch nur ein Regler im System implementiert wurde. Eine Bahnführung eines autonom geführten Modell-Fahrzeugs über eine Fernsteuerung war beim Abschluss dieser Arbeit nur bedingt möglich. Die Auswertung der praktischen Ergebnisse beschränkte sich auf einen sehr geringen Stichprobenumfang. Wiederholungen von Testfahrten, die zur Stützung des in dieser Arbeit erreichten Ergebnisses der Positionsgenauigkeit von 10 mm (Sicherheitswahrscheinlichkeit 95%) dienen, wurden nicht durchgeführt.

Bei der in dieser Arbeit überarbeiteten Systemarchitektur wurden diverse Änderungen durchgeführt. Die Programmiersprache LabView™ wird auf Grund der Möglichkeit zur einfachen modularen Programmierung im neuen System beibehalten. In Abbildung 69 wird ein Überblick der weiterentwickelten Systemarchitektur gegeben.

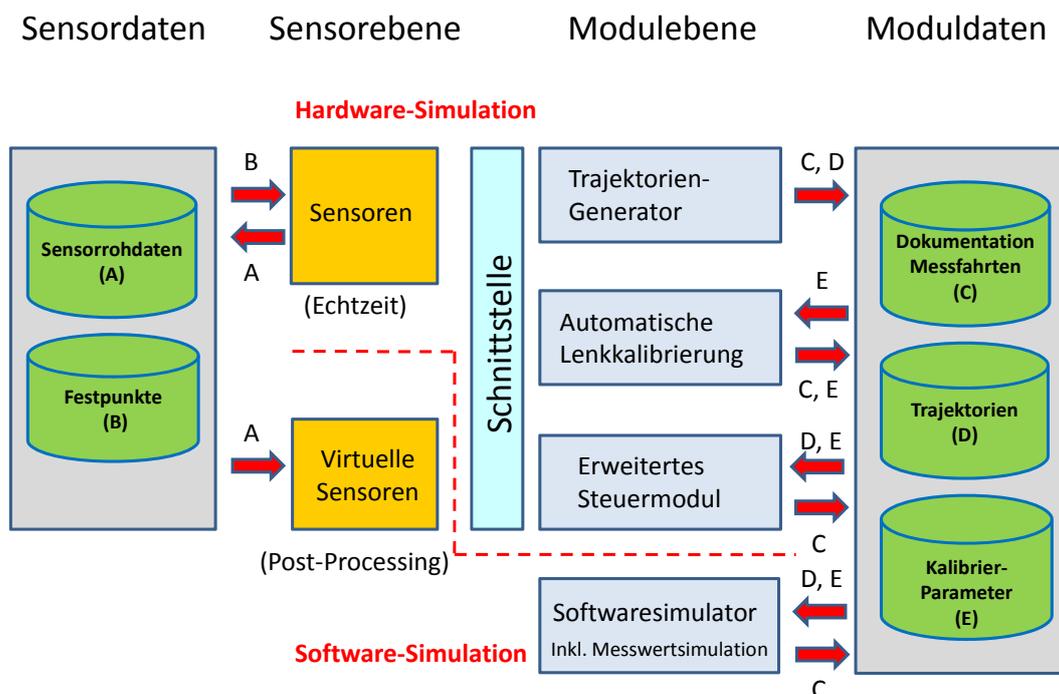


Abbildung 69: Systemarchitektur des aktuellen Baumaschinensimulators

In einem System, in dem Sensordaten sehr schnell verarbeitet und zur Dokumentation gespeichert werden müssen, eignet sich eine Datenbank zur Datenspeicherung nur bedingt, da heutige Sensoren hohe Abtastraten ermöglichen. Dies soll ein kleines Beispiel näher erläutern. Wenn z.B. ein Tachymeter mit einer Abtastrate von 20 Hz (vgl. Trimble® SPS930) Positionsdaten zur Verfügung stellt, werden alle 50 ms neue Daten ausgegeben. Innerhalb dieses Zeitraums müssen alle wichtigen Prozesse, wie die Filterung der Position durch ein Kalman-Filter, die Berechnung der Regelabweichung, die Berechnung der Stellgröße und die Übermittlung an das zu steuernde Fahrzeug durchgeführt werden, wenn alle gemessenen Daten genutzt werden sollen. Je schneller diese Prozesse im Rechner ausgeführt werden können, desto weniger Verzögerungen zwischen dem Zeitpunkt der Messung und der Übermittlung der Stellgrößen an das autonom geführte Fahrzeug treten auf. Diese Verzögerung wird in der Regelungstechnik als Totzeit (LUNZE 2010a) bezeichnet und hat unmittelbar Einfluss auf die Regelbarkeit des Fahrzeugs selbst. Das bedeutet das Reglerergebnis kann dadurch negativ beeinflusst werden. Durch Verwendung einer Datenbank während der Ausführung des Regelprozesses wird diese Totzeit zusätzlich vergrößert. Ein schnelleres Schreiben der Daten kann zum Beispiel durch verwenden von Textdateien erfolgen, die direkt in einem Verzeichnissystem des Betriebssystems abgelegt sind. Aus diesem Grund wurde bei der Weiterentwicklung des Systems auf die Verwendung einer Datenbank verzichtet und komplett auf ein Verwaltungssystem auf Verzeichnis- und Dateistrukturen, wie sie z.B. von Microsoft Windows bekannt sind, umgestellt. Das neue System orientiert sich zwar an der von GLÄSER (2007) vorgeschlagenen Datenstruktur, zur besseren Unterscheidung der Datenbestände wird jedoch im neuen System zwischen Modul- und Sensordaten unterschieden. Die Sensordaten umfassen hierbei die Festpunkte, die zur Positionsbestimmung der Tachymeter gebraucht werden und die Dokumentation der Sensorrohdaten. Die Moduldaten beinhalten die Dokumentation der Messfahrten, die Koordinaten der Soll-Trajektorien und die Kalibrierparameter der jeweiligen Fahrzeuge. Als weiteres kann zwischen einer Sensorebene und einer Modulebene unterschieden werden. Die Sensorebene beinhaltet alle Programme, welche zum Auslesen, Speichern und Weiterverarbeitung der Sensordaten benutzt werden können. Dabei wird zwischen Sensoren, die in Echtzeit arbeiten und virtuellen Sensoren, die im Post-Processing verwendet werden, unterschieden. Die virtuellen Sensoren werden zu Testzwecken bei der Weiterentwicklung der Softwaremodule auf Modulebene verwendet, so dass für erste Tests nicht immer das gesamte System aufgebaut werden muss. Hierzu werden bei Testfahrten aufgezeichnete Sensorrohdaten abgerufen und mit realistischen Zeitintervallen an die jeweiligen zu testenden Module übermittelt. Dadurch können die jeweiligen Module sehr realitätsnah auf Lauffähigkeit getestet und etwaige Programmierfehler vor ersten Testläufen mit dem realen System vermieden werden. Für die Sensoren selbst übermitteln entsprechende Programme die gemessenen Daten über dieselbe Schnittstelle wie die virtuellen Sensoren. Diese Schnittstellen können von den Modulen „Trajektoriengenerator“, „Automatische Lenkcalibrierung“ und „Erweitertes Steuermodul“ ausgelesen werden. Das Modul „Trajektoriengenerator“ dient dabei der Aufzeichnung von Soll-Trajektorien, die von einem Fahrzeug abgefahrenen Strecken speichert. Man spricht hier von so genannten Teach-In-Prozessen. Das Modul „Automatische Lenkcalibrierung“ wird zur Bestimmung der Kalibrierfunktionen zwischen anzulegender Spannung und resultierendem Radius des jeweiligen Fahrzeugs benutzt. Ohne diese Kalibrierfunktion ist eine spätere Regelung des Fahrzeugs nicht möglich. Das „Erweiterte Steuermodul“ selbst wird zur automatischen Steuerung des Modell-Fahrzeugs in der Hardware-In-The-Loop-Simulation verwendet. Ein von der Schnittstelle unabhängiges Modul ist der sogenannte „Softwaresimulator“. Dieser kann zur Generierung von Sensordaten benutzt werden und erlaubt Tests zur Optimierung mit einzubindenden Kalman-Filtern und Reglern bevor diese in das vorher genannte „Erweiterte Steuermodul“ implementiert werden. Das gesamte System kann hierbei in einen Bereich der Hardware-Simulation und einen Bereich der Software-Simulation unterschieden werden. Der Austausch der Daten zwischen den Modulen und dem Datenbestand wird in Abbildung 69 mit den Buchstaben A - E dargestellt. Im Folgenden werden nun die Datenstruktur, Hardware-Schnittstellen, Soll-Trajektorien und Testfelder des Systems vorgestellt.

4.1.3 Implementierung der Sensoren und Datenmanagement

Für die Implementierung der neuen Tachymeter wurde das bisherige „Sensor-Control-Modul“ und der „Positionssensor“ (vgl. Abbildung 68) komplett überarbeitet und zu einer Einheit „Sensoren“ verschmolzen. In diesem Rahmen wurden die neuen Geräte (Trimble® SPS930 und Leica TS30)

eingebunden, sowie eine neue Herstellerschnittstelle (MGUIDE) integriert. Zusätzlich wurde die Einheit „Sensoren“ mit der Modulebenen über eine neue Software-Schnittstelle verbunden. LabView™ bietet hier verschiedene Möglichkeiten zur Übertragung von Datenpaketen innerhalb von laufenden Prozessen an. Grundsätzlich werden hier immer ein Datensender und ein Datenempfänger festgelegt. In GLÄSER (2007) wurden hierfür sogenannte Queue-Operatoren verwendet. Der Vorteil der Queue-Operatoren ist, dass kein Sensorwert verloren geht. Das heißt diese Art von Operatoren arbeitet nach dem First-In-First-Out-Prinzip (FIFO). Die Daten, die zuerst gespeichert werden, werden auch zuerst ausgelesen. Dieses Verfahren macht keine Probleme, solange keine Verzögerungen im Programmablauf stattfinden. Nach der Implementierung des Kalman-Filters in SCHWIEGER/BEETZ (2007) kam es jedoch, durch verlängerte Rechenzeiten, genau zu diesem Problem. Es wurde durch temporär auftretende Verzögerungen immer wieder mit veralteten Messwerten gerechnet. Dies machte es notwendig, auf sogenannte Melder-Operatoren (Notifier) zu wechseln. Diese haben den Nachteil, dass die Schnittstelle keine Daten speichert, jedoch ist gewährleistet, dass immer mit den aktuellsten Daten gearbeitet wird. Ein weiterer Vorteil dieser Melder-Operatoren ist, dass diese an verschiedenen Stellen im Programm gleichzeitig ausgelesen werden können. Dies macht es zum Beispiel auch möglich, mehrere Prozesse gleichzeitig laufen zu lassen und es ist gewährleistet, dass alle Prozesse mit denselben Daten arbeiten. Vertiefenden Informationen zu Melder- und Queue-Operatoren finden sich in GEORGI/METIN (2009).

Im Weiteren werden nun die Neuerungen aufgeführt und kurz beschrieben. Anschließend wird eine Beschreibung der Daten durchgeführt, welche über die Schnittstelle verschickt werden. Am Ende findet eine Erläuterung der Daten statt, welche zur Dokumentation gespeichert werden.

Die zur Datenerfassung verwendeten Geräte können in zwei Kategorien unterteilt werden. Zum einen liefern die Geräte Rohmessdaten (Winkel, Strecken) und zum anderen werden Koordinaten direkt ausgegeben. Die Rohmessdaten werden in der Einheit „Sensoren“ des Baumaschinensimulators zu Koordinaten weiterverarbeitet. Das Auslesen der Daten aus dem Sensor erfolgt immer über eine serielle Schnittstelle (RS-232). Hierfür wurde ein ereignisgesteuertes Auslesen der Messwerte genutzt. Das bedeutet, der Rechner bleibt solange in Wartestellung bis ein ASCII-Zeichen auf der RS232-Schnittstelle ankommt. Danach wird der komplette Datensatz, welcher auf dieser Hardware-Schnittstelle liegt, ausgelesen. Dies ist die schnellste Möglichkeit in LabView™, Daten an der RS232-Schnittstelle auszulesen. Im Folgenden werden nun die einzelnen Komponenten der Einheit „Sensoren“ erklärt.

LEICA MGUIDE: Im MGUIDE-Modus wird auf dem Steuerrechner des Tachymeters eine Stationierung durchgeführt. Anschließend kann ein Reflektor angezielt und die eigentliche kinematische Messung gestartet werden. Es wird also gleichzeitig verfolgt und gemessen. Die aus den Messungen berechneten Koordinaten werden dabei direkt auf die RS-232-Schnittstelle ausgegeben. Eine Übertragung über ein Modem ist ebenso möglich, wird aus Gründen der längeren Datenübertragung im System aber nicht verwendet. Die ausgelesenen Daten werden direkt über die Software-Schnittstelle des Simulators an das Steuermodul weitergegeben. Wie bereits erwähnt, wird hier eine nicht konstante Abtastrate von 8 - 10 Hz erreicht. Eine Wahl der Abtastrate ist nicht möglich.

TRIMBLE® SPS930: Für das Trimble®-Tachymeter wurde eine komplette Erfassungseinheit erstellt. Diese kann neben dem Auslesen der Messungen, eine Stationierung auf Grundlage einer Einzelpunktausgleichung (vgl. BEETZ 2003) durchführen und gemessene Sensordaten in Koordinaten umrechnen. Hierbei sind wahlweise Abtastraten von 2,5 Hz, 10 Hz und 20 Hz möglich. Diese sind hardwarebedingt vorgegeben und können nicht weiter verändert werden. Die Ausgabe kann auf Grund von Herstellervorgaben in diesem Fall nur über ein Modem erfolgen, was jedoch keine Effekte auf Grund der Übertragungszeit erkennen lässt. Das Auslesen der Daten über das Modem erfolgt auch hier über eine RS-232 Schnittstelle.

LEICA-GEOCOM: Bei Verwendung der Erfassungseinheit für die Leica GeoCOM sind ebenfalls ein Stationierung und die Berechnung der Koordinaten aus den Messwerten notwendig. Die genaue Beschreibung hierfür findet sich GLÄSER (2007).

Bei allen Berechnungen, welche die Tachymeter betreffen, werden systematische Fehler und Additionskonstanten berücksichtigt. Im Folgenden werden nun die Daten kurz aufgeführt, die über die Simulator-Schnittstelle verschickt werden. Dabei baut die Simulator-Schnittstelle zum Teil auf die in GLÄSER (2007) vorgeschlagene Struktur auf:

<Zeitstempel><Sensor_ID><Sensor Daten>

Hierbei gibt die Sensor_ID die Art des Sensors an. Für die Tachymeter ergeben sich dann folgende Datenpakete:

<Zeitstempel><I>Hz><Vz><Strecke><Rechtswert><Hochwert><Höhe>

Die Schnittstelle ist inzwischen so erweitert, dass auch die Anbindung weiterer Sensoren möglich wird. Denkbar wären z.B. die Anbindung von unterstützenden Sensoren wie Kreiselsensoren, Beschleunigungsmesser oder kombiniert in einer inertialen Messeinheit. Dies ist jedoch nicht Gegenstand dieser Arbeit und wird von daher nicht weiter betrachtet. Als weiteres werden nun die Daten aufgeführt, die zur Dokumentation gespeichert werden. Diese Daten wurden völlig neu zusammengestellt und organisiert, da durch die Erweiterung des Steuermoduls eine viel größere Anzahl an Daten zur Verfügung steht.

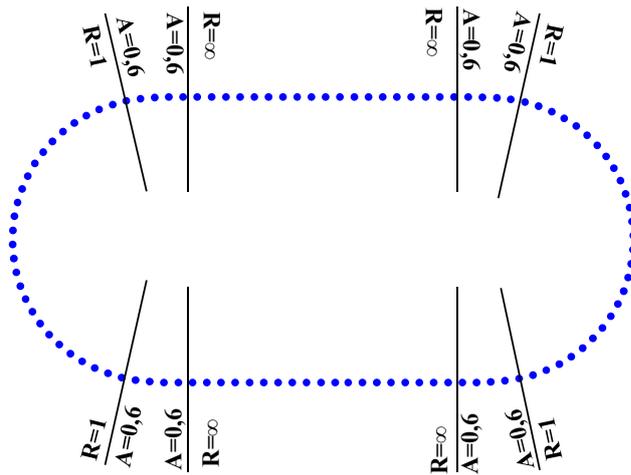
Dokumentation:

*<Zeitstempel><Sensor Art><Hz><Vz><Strecke><Rechtswert> ...
<Hochwert><Höhe><Querabweichung_Roh>...
<Gefilterter Rechtswert><Gefilterter Hochwert><Querabweichung_Filter>...
<ID Regler><P1><P2><P3><Fußpunkt Rechtswert>...
<Fußpunkt Hochwert><Punkt ID Trajektorie>*

Wurden bei GLÄSER (2007) nur die Koordinaten und die Querabweichung gespeichert, werden hier zusätzlich die Koordinaten aus dem Kalman-Filter und deren berechneten Abweichung gespeichert, ebenso die Reglerart, die Reglereinstellungen, die berechneten Fußpunkte der Querabweichung und jeweilige Punktnummer der Soll-Trajektorie an der die Querabweichung berechnet wurde. Dies erleichtert eine spätere Zuordnung in Bezug auf die Trajektorien-Elemente. Zukünftig ist noch eine Erweiterung auf die Beschreibung des jeweilig verwendeten Sensors geplant, so dass auch in der Dokumentation direkt erkannt werden kann, welches Fabrikat verwendet wurde.

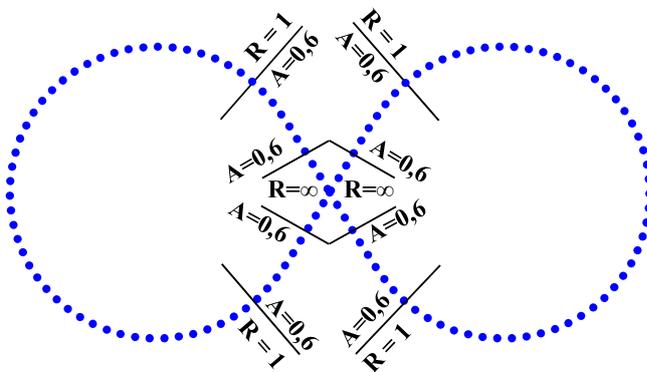
4.1.4 Soll-Trajektorien

In diesem Kapitel werden die Trajektorien vorgestellt, welche im Simulator zur Verfügung stehen. Bisher bestand die Soll-Trajektorie nur aus einem Oval. Dieses wurde in BEETZ (2003) berechnet und für die Versuchsfahrten in GLÄSER (2007) in das Koordinatensystem des Messkellers des Instituts für Ingenieurgeodäsie (IIGS) transformiert. Im Rahmen dieser Arbeit konnte der Simulator um zwei Trajektorien erweitert werden. Diese wurde an die bestehende Trajektorie angepasst, sodass alle Trajektorien dieselben Ausmaße (2 x 4 m) besitzen. Zusätzlich zu dem Oval ist nun die Form einer Acht, als auch die Form einer Niere vorhanden. Die Form der Acht bietet sich an, um bei einer Messfahrt sowohl Rechts- als auch Linksbögen zu testen. Die Form der Niere wurde gewählt, um mehrere Kreisbögen unterschiedlicher Radien zu durchfahren. Da sich im Messkeller nur Zielweiten bis zu 9 m realisieren lassen, wurden die Trajektorien zusätzlich in das Festpunktfeldes eines Flurs gerechnet, der dem IIGS ebenfalls für Messungen zur Verfügung steht. Hier werden Zielweiten bis zu 25 m möglich. Der Punktabstand, der zur Speicherung der Trajektorien gewählt wurde, beträgt 10 cm. Dieser wurde so gewählt, dass Näherungsfehler, die bei der Berechnung der Querabweichung im Klothoidenbereich entstehen, so klein werden, dass sie weit unter der Messgenauigkeit des Tachymeters liegen und somit nicht signifikant werden (0,1 mm, vgl. BEETZ 2003). Bei der Berechnung wurden die bekannten Richtlinien zur Planung von Verkehrsstrassen eingehalten. Im Folgenden werden die Formen der Soll-Trajektorien mit der jeweiligen Anzahl der unterschiedlichen Trassenelemente dargestellt (vgl. Abbildung 70 bis Abbildung 72).

Trassenelemente:

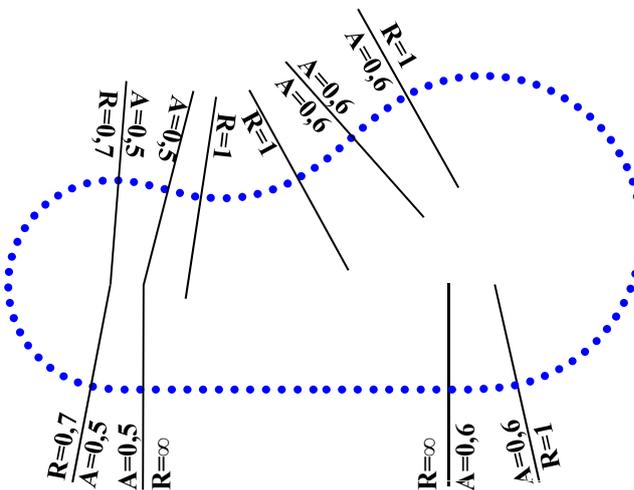
- 2 Radien: $R = 1$ m
- 2 Geraden
- 4 Klothoiden: $A = 0,6$
- Länge: 11 m

Abbildung 70: Soll-Trajektorie „Oval“

Trassenelemente:

- 2 Radien: $R = 1$ m
- 2 Geraden
- 4 Klothoiden: $A = 0,6$
- Länge: 13 m

Abbildung 71: Soll-Trajektorie „Acht“

Trassenelemente:

- 3 Radien: 2 x $R = 1$, 1 x $R = 0,7$
- 1 Gerade
- 6 Klothoiden: 2 x $A = 0,5$, 4 x $A = 0,6$
- Länge: 10 m

Abbildung 72: Soll-Trajektorie „Niere“

Die Situation im Messkeller und im Messflur wird in Abbildung 73 dargestellt. In beiden Räumen sind Festpunktfelder angelegt, in welche die Trajektorien transformiert wurden. Im Gegensatz zum Messkeller, kann im Messflur die Zielweite variabel gestaltet werden.

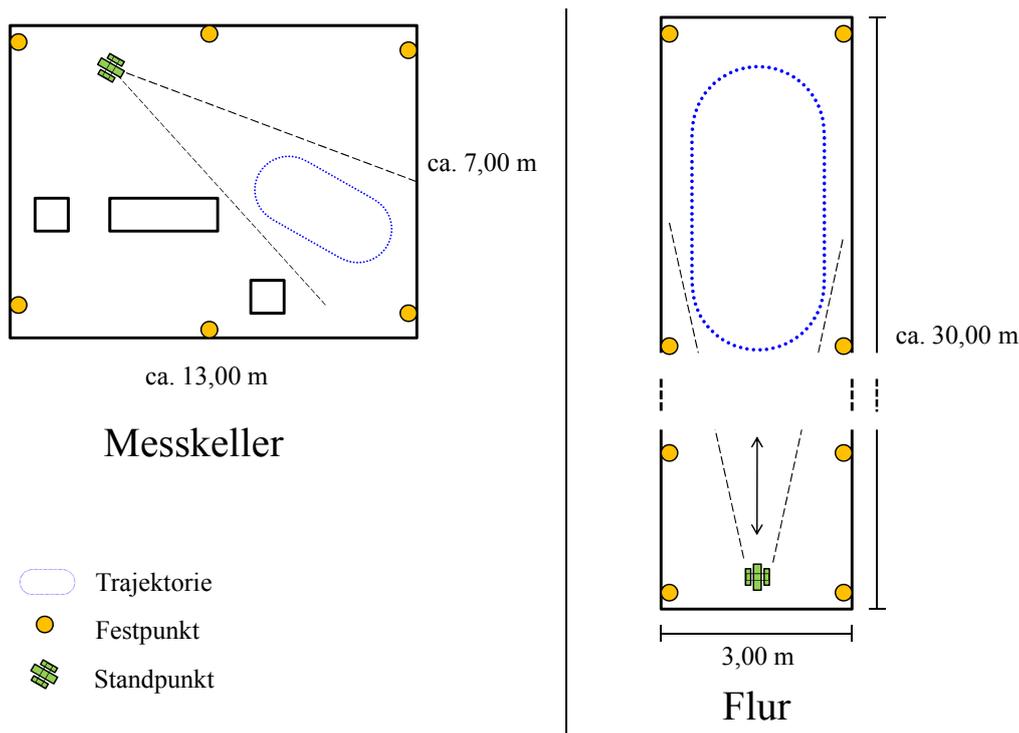


Abbildung 73: Lageplan der Soll-Trajektorien im Bezug zur jeweiligen Örtlichkeit

4.2 Vorstellung der einzelnen Module

Im nun folgenden Kapitel werden die einzelnen Module des Systems vorgestellt. Für das Modul „Softwaresimulator“ und das Modul der „automatischen Lenkcalibrierung“ werden innerhalb dieses Kapitels auch Ergebnisse gezeigt. Ergebnisse im Rahmen des erweiterten Steuermoduls werden im nachfolgenden Kapitel 5 aufgeführt. Nacheinander werden im weiteren Verlauf das „erweiterte Steuermodul“, der „Softwaresimulator“, die „automatische Lenkcalibrierung“ und der „Trajektorien-generator“ beschrieben.

4.2.1 Simulationsstufen

Für die Erweiterung des Hardware-In-The-Loop-Simulators wurden während Erstellung dieser Arbeit zwei weitere Vorstufen, zur Evaluierung und Erforschung neuer Ansätze in das Gesamtsystem aufgenommen. Nach Fertigstellung der Arbeit von GLÄSER (2007) war es zunächst nur möglich direkt am Steuermodul in Echtzeit etwaige Anpassungen und Tests durchzuführen. Dies machte es zum Teil sehr aufwendig neue Algorithmen zu integrieren, da stets mit dem Modell-LKW selbst gearbeitet werden musste. Um die Testphase am Hardwaresimulator zu reduzieren, wurde ein dreistufiges Konzept erarbeitet, welches nachfolgend beschrieben wird.

Die Simulationsstufen können, wie in Abbildung 74 dargestellt, in Software-Simulation und Hardware-In-The-Loop-Simulation unterteilt werden. Die erste Stufe beruht auf einer reinen Software-Simulation. Mit dem für diese Stufe entwickelten Softwaresimulator ist es möglich, Messdaten zu erzeugen und in Echtzeit zu verarbeiten. Dabei können berechnete Messdaten mit vorgegebenen Ungenauigkeiten, auf Grundlage eines weißen Rauschens, verfälscht werden. Die Berechnung der simulierten Messdaten erfolgt anhand der in Kapitel 2 vorgestellten Fahrzeugmodelle. Neben dem Testen neuer Algorithmen in entsprechenden Sub-Modulen ist es auch möglich, Kalman-Filter-Ansätze zu überprüfen und das Verhalten verschiedener Regler zu untersuchen. Dadurch können Programmierfehler weitestgehend detektiert und berichtigt werden. In der zweiten Stufe wird das erweiterte Steuermodul, welches auch in Echtzeit eingesetzt wird, anhand von aufgezeichneten realen Messdaten soweit optimiert, dass weitestgehend Programmierfehler und Fehler im Datenfluss ausgeschlossen werden können. Die aufgezeichneten Messdaten werden hierbei so an das Steuermodul übermittelt, wie bei der späteren Verwendung der realen Sensoren. Die dritte Simulationsstufe

beinhaltet das Verwenden der realen Sensoren, der ferngesteuerten Modelle und das erweiterte Steuermodul in Echtzeit. Vor der Durchführung der eigentlichen Messfahrten, zur Evaluierung von Reglern oder Kalman-Filtern, müssen die zuvor implementierten Sub-Module auf Tauglichkeit im Echtzeitbetrieb überprüft werden. Ist diese Stufe erreicht können entsprechende Messfahrten zur Evaluierung durchgeführt werden. Sollte sich ein Sub-Modul in einer übergeordneten Simulationsstufe als fehlerhaft erweisen, kann es notwendig werden, das entsprechende Sub-Modul in der vorausgehenden Simulationsstufe erneut zu überprüfen und zu verbessern. Durch den modularen Aufbau innerhalb des Systems ist ein Austausch der Sub-Module zwischen den jeweiligen Stufen jederzeit ohne Aufwand möglich. Durch das hier vorgestellte Konzept wird eine flexible Weiterentwicklung für nachfolgende Arbeiten gewährleistet.

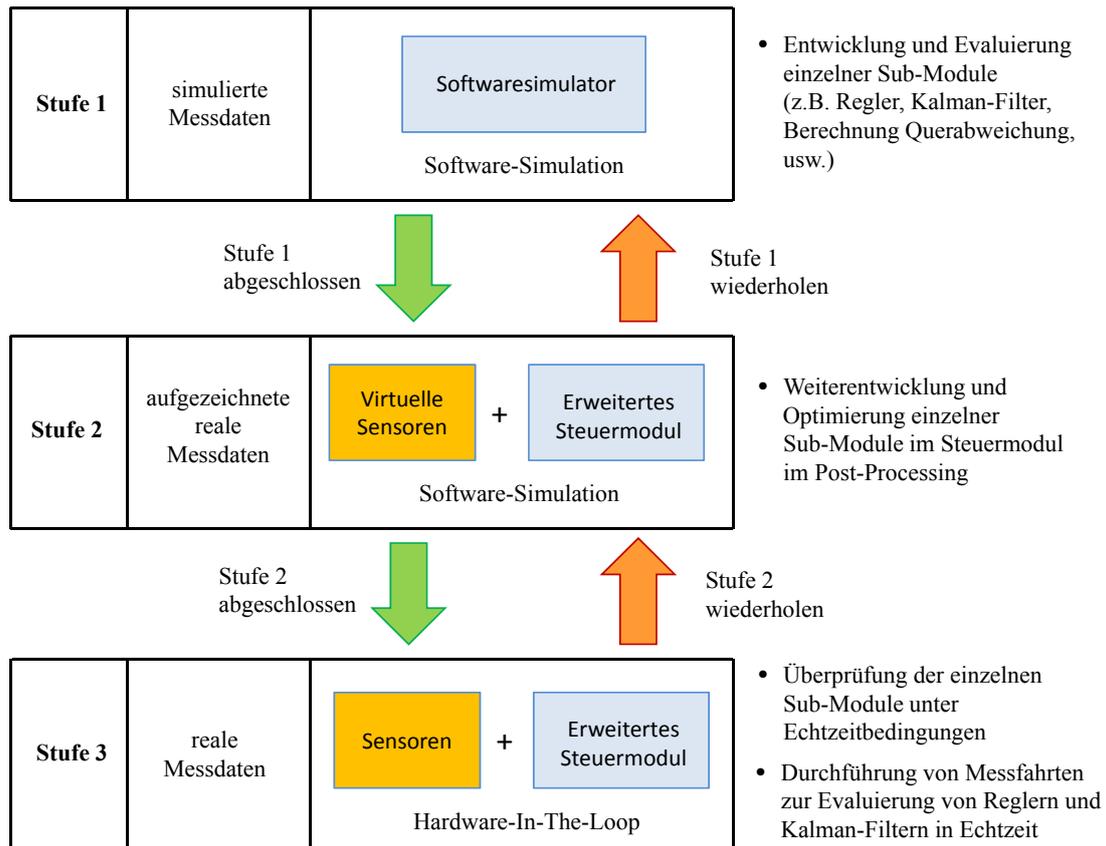


Abbildung 74: Simulationsstufen des Baumaschinensimulators

4.2.2 Aufbau des Softwaresimulators und des erweiterten Steuermoduls

In diesem Kapitel wird der grundsätzliche Aufbau des Softwaresimulators und des erweiterten Steuermoduls im Simulator vorgestellt. Beide Module bestehen aus verschiedenen Sub-Modulen, die je nach Fahrzeug und Aufgabe ausgetauscht werden können. Die Sub-Module lehnen sich an das von GLÄSER (2007) vorgeschlagene modulare Konzept an, wurden jedoch in allen Fällen erweitert oder neu erstellt. In dieser Arbeit wurde der interne Datenaustausch so konzipiert, dass ein Austausch der einzelnen Sub-Module möglich wird. Beide Module können anhand der Sub-Module und ihrer internen Schnittstellen individuell auf das jeweilige Problem angepasst werden. Der grundsätzliche Unterschied beider Module besteht darin, dass der Softwaresimulator keine Schnittstelle für die Sensoren besitzt. Dies wird im Weiteren genauer erläutert. Zunächst werden die einzelnen Sub-Module beschrieben, die im erweiterten Steuermodul eingesetzt werden. Die Bedienoberflächen des erweiterten Steuermoduls werden im Anhang gezeigt.

Sub-Module des erweiterten Steuermoduls

In Abbildung 75 wird die Organisation des Datenflusses in Bezug zu den Sub-Modulen für das erweiterte Steuermodul dargestellt. Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden die Schnittstellen zur Visualisierung und zur Dokumentation nicht aufgeführt. Im Diagramm sind sowohl neu implementierte, als auch erweiterte Sub-Module gezeigt. Diese werden hier farblich unterschieden.

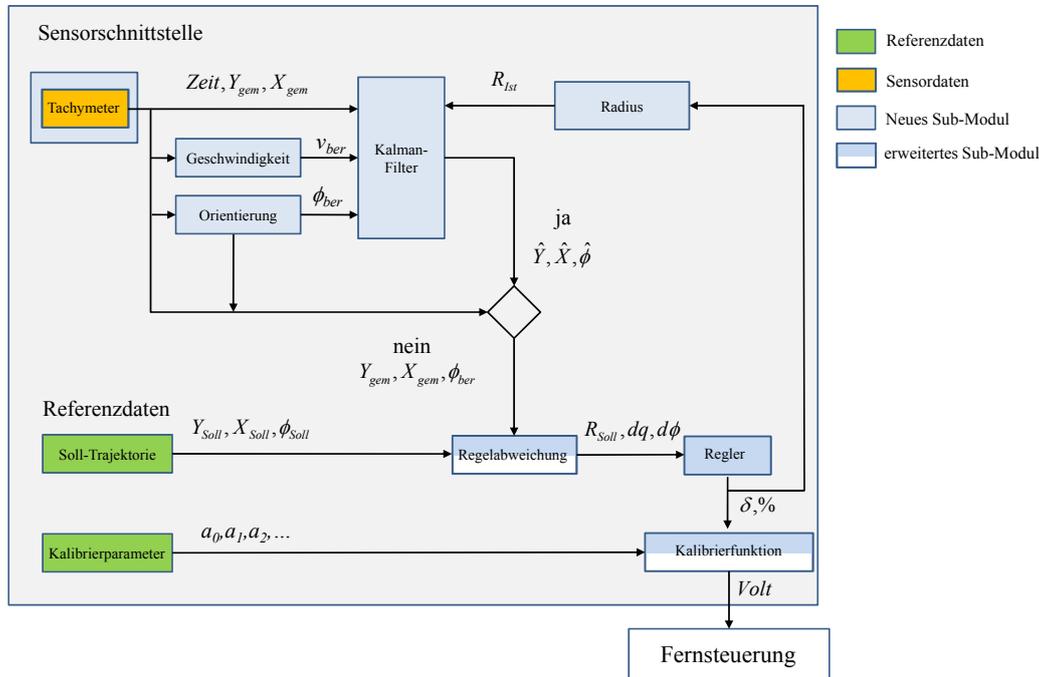


Abbildung 75: Sub-Module des erweiterten Steuermoduls

Nachfolgend werden die einzelnen Sub-Module des erweiterten Steuermoduls aufgeführt und beschrieben:

Geschwindigkeit (neu): Die Geschwindigkeit wird, wie in Kapitel 2 beschrieben aus den letzten 30 Punktdifferenzen nach Gleichung (2-123) berechnet. Die Koordinaten und Zeitdifferenzen der letzten 30 Punkte werden hierbei temporär vorgehalten. Als Ausgang ergibt sich die berechnete Geschwindigkeit v_{ber} .

Orientierung (neu): Die Orientierung wird nach dem in Kapitel 3 gezeigten Verfahren der ausgleichenden Geraden berechnet und ϕ_{ber} ausgegeben. Zur Berechnung werden hier die letzten 11 Punkte temporär vorgehalten.

Radius (neu): Der Radius des jeweiligen Fahrzeugs wird aus der Stellgröße zurückgerechnet. Dieser wird im Kalman-Filter zur Prädiktion benötigt. Bei den Radfahrzeugen erfolgt dies aus dem mathematischen Fahrzeugmodell mit dem entsprechenden Lenkwinkel δ . Für die Raupe wird die Funktionsbeschreibung erneut über eine Hermite-Interpolation durchgeführt, jedoch in entgegengesetzter Richtung zur Kalibrierfunktion. In diesem Fall erfolgt die Berechnung aus der Prozent-Angabe des Steuerparameters.

Kalman-Filter (neu): Im Sub-Modul „Kalman-Filter“ sind zwei unterschiedliche Sub-Module enthalten, die für die jeweilige gewünschte Art der Filterung eingesetzt werden können. Die zwei Sub-Module des Kalman-Filters entsprechen denen in Kapitel 2.3.2 beschriebenen Varianten des Kalman-Filters. Als Ausgabe erfolgen die geschätzten Koordinaten und das geschätzte Fahrzeugazimut.

Regelabweichung (erweitert): Dieses Sub-Modul wurde entsprechend um die Ausgabe der Soll-Orientierung der zur Berechnung der Differenz der Fahrzeugorientierung erweitert. Zur Berechnung können wahlweise die gemessenen Eingangsgrößen Y , X , ϕ_{ber} oder die entsprechend geschätzten Eingangsgrößen \hat{Y} , \hat{X} , $\hat{\phi}$ herangezogen werden. Zur Berechnung der Regelgröße werden zusätzlich die Positionen der Soll-Trajektorie benötigt. Als Ausgang ergeben sich die Querabweichung dq , die Orientierungsabweichung $d\phi$ und der Soll-Radius R_{soll} aus der Soll-Trajektorie.

Regler (neu): Die in Kapitel 3.1.5 beschriebenen 3-Punkt-Regler, PID-Regler und Mehrgrößenregler sind in diesem Sub-Modul implementiert. Zwischen den Reglern kann während des Betriebs gewechselt werden. Die Vorsteuerung ist ebenfalls implementiert. Für den Modell-LKW und die Modell-Raupe gibt es hier unterschiedliche Sub-Module, da die unterschiedlichen Lenkparameter beachtet werden müssen. Ausgegeben werden entsprechend der Lenkwinkel δ oder für die Raupe der Lenkparameter in Prozent P .

Kalibrierfunktion (erweitert): Im Sub-Modul „Kalibrierfunktion“ werden die Stellgrößen in das entsprechende Stellsignal in Volt für das Potentiometer der Fernsteuerung berechnet und weitergeleitet. Als Eingang werden die aus Kapitel 4.2.5 ermittelten Kalibrierparameter eingelesen. Hier gibt es ebenfalls zwei unterschiedliche, den Modell-Fahrzeugen entsprechende, Sub-Module.

Sub-Module des Softwaresimulators

Im Unterschied zum Steuermodul fehlen dem Softwaresimulator die Sensorschnittstelle und die Verbindung zur Fernsteuerung. Alle übrigen Sub-Module entsprechen dem des erweiterten Steuermoduls. Die Anbindung zur Fernsteuerung wird hier nicht benötigt, da die Fahrzeugbewegung im Rechner simuliert wird. In Abbildung 76 wird erneut der Datenfluss des Softwaresimulators in Bezug zu den Sub-Modulen dargestellt.

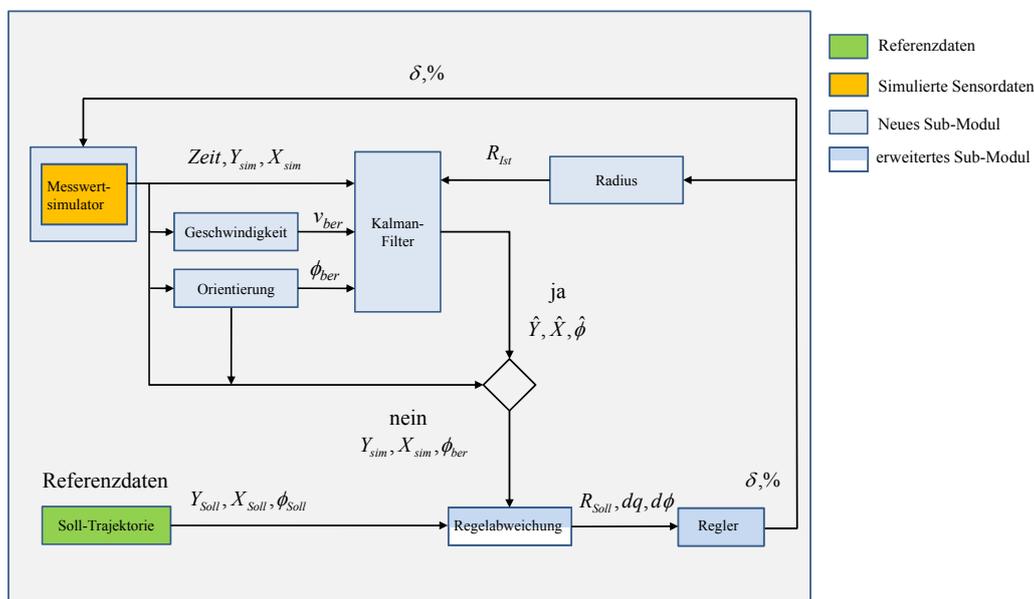


Abbildung 76: Sub-Module des Softwaresimulators

Als Ersatz für die Sensoranbindung wird das Sub-Modul *Messwert-simulator* integriert, welches nachfolgend erklärt wird:

Messwert-simulator (neu): Im Sub-Modul „Messwert-simulator“ können die Positionen der Fahrzeugbewegung mithilfe des entsprechenden Fahrzeugmodells simuliert werden. Durch das Aufaddieren eines „weißen Rauschens“ auf die berechneten Fahrzeugpositionen können Positionensensoren unterschiedlicher Genauigkeit simuliert werden. Für das Berechnen der neuen Fahrzeugposition wird die Stellgröße des Reglers benötigt, welche an das Sub-Modul übergeben wird.

4.2.3 Der Softwaresimulator

In dem bereits genannten Softwaresimulator, sind dieselben Sub-Module implementiert, wie sie auch im Steuermodul verwendet werden. So sind die Algorithmen für die Berechnung der Querabweichung und der Vorsteuerung aus den Arbeiten von BEETZ (2003) und GLÄSER (2007), sowie der Kalman-Filter aus SCHWIEGER/BEETZ (2007) im Softwaresimulator implementiert. Erweitert wurde er um die verschiedenen Regler-Komponenten wie PID-Regler und Mehrgrößenregler. Dabei wurde bei dem PID-Regler die Regelungstoolbox von LabView™ verwendet. Für die implementierten Fahrzeugmodelle wurden fahrzeugspezifische Restriktionen, wie Abmessungen des Fahrzeugs und Lenkwinkelschlag berücksichtigt. Im Softwaresimulator wurden während dieser Arbeit das

Einspurmodell des vorderradgelenkten Radfahrzeugs und das Raupenmodell implementiert (geometrischer Ansatz). Für die jeweiligen Softwaresimulationen können neben den Reglerparametern noch weitere Einstellungen vorgenommen werden. Dabei kann zwischen Grundeinstellungen und reglerspezifischen Einstellungen unterschieden werden. Bei den Grundeinstellungen können folgende Eingaben vorgenommen werden:

1. Startpunkt mit Rechtswert, Hochwert
2. Startorientierung
3. Geschwindigkeit
4. Soll-Trajektorie
5. Ausschnitt des Bildschirms (Zoomfaktor)
6. Standardabweichung für das Verrauschen der Koordinaten
7. Standardabweichungen für das Kalman-Filter
8. Fahrzeugparameter

Bei den reglerspezifischen Einstellungen kann folgendes gesetzt werden:

9. Abstand des vorgezogenen Berechnungspunktes
10. An/Ausschalten des Kalman-Filters
11. Fehlerfreier Azimut/Azimut aus Koordinaten berechnet
12. An/Ausschalten der Vorsteuerung
13. Auswahl des Reglers
14. Vorgabe der Reglerparameter

Als Information können angezeigt werden:

15. Querabweichung zum geometrischen Zentrum
16. Querabweichung zum vorgezogenen Berechnungspunkt (VBP)
17. Geschwindigkeit
18. Lenkwinkel und Radius
19. Visuelle Darstellung des Gesamtszenarios Soll-Trajektorie/Fahrzeug/gefahrene Trajektorie/Vorgezogener Berechnungspunkt/gefilterter Punkt/geometrisches Zentrum des Fahrzeugs
20. Alle Einstellungen

In Abbildung 77 wird die Bedienoberfläche des Softwaresimulators gezeigt.

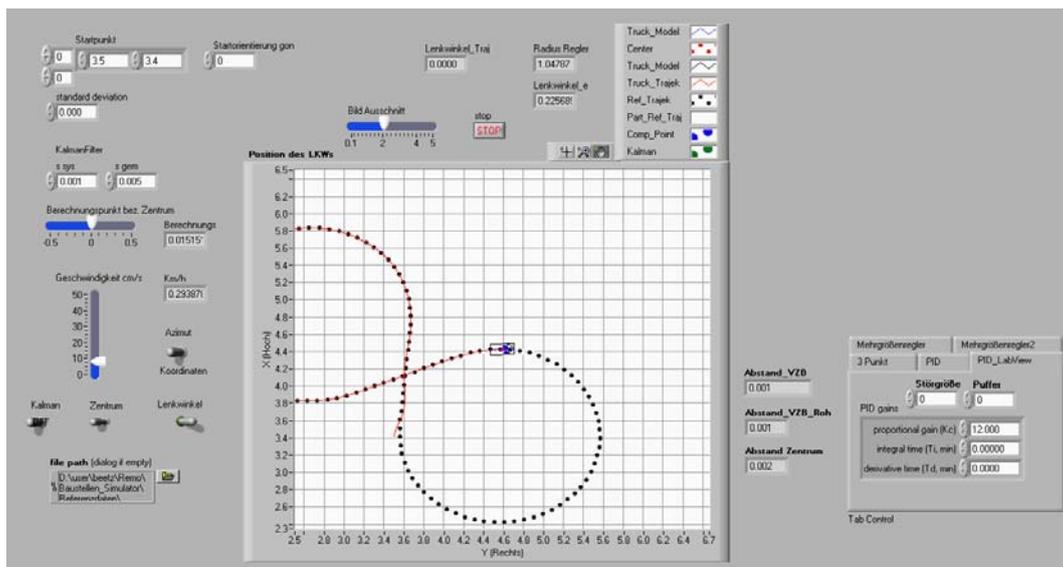


Abbildung 77: Oberfläche des Softwaresimulators

Für die spätere Auswertung werden alle wichtigen Daten wie Zeitbezug, Koordinaten und Querabweichungen des VBP, geometrischer Schwerpunkt und Reglereinstellungen in ein Textfile geschrieben. Im nachfolgenden Kapitel werden nun Ergebnisse zur Untersuchung verschiedener Regler aufgeführt.

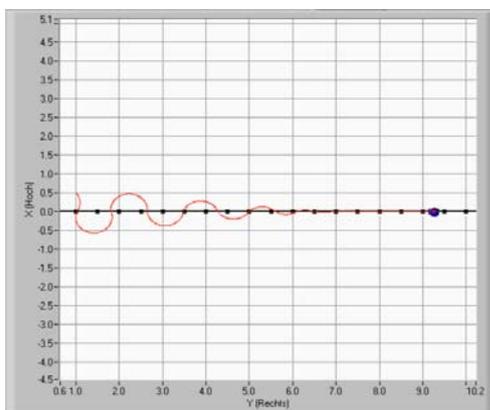
4.2.4 Ergebnisse aus der Softwaresimulation

Die nachfolgenden Ergebnisse können in drei Kategorien eingeteilt werden. Zuerst wird das Einschwingverhalten verschiedener Regler auf eine Gerade gezeigt, wobei die Abhängigkeit zwischen ausgesuchtem Regler, Fahrzeug und vorgezogenem Berechnungspunkt veranschaulicht werden soll. Im zweiten Teil wird das Reglerverhalten auf einer Trajektorie des Testsystems mit generierten unverfälschten Koordinaten präsentiert. Hier wird deutlich, wie der Regler später im System reagiert. Zuletzt werden verrauschte Messdaten generiert, wobei hier der Vorteil eines Kalman-Filters im Regelkreis demonstriert wird.

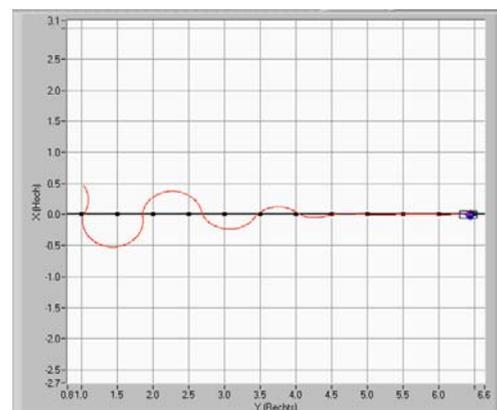
Einschwingverhalten unterschiedlicher Regler

Zunächst besteht die Regelungsaufgabe darin, dass das Fahrzeug auf die vorgegebene Gerade einschwingt. Das heißt, die Startposition befindet sich 50 cm neben der Geraden und das Fahrzeug soll auf die Gerade fahren.

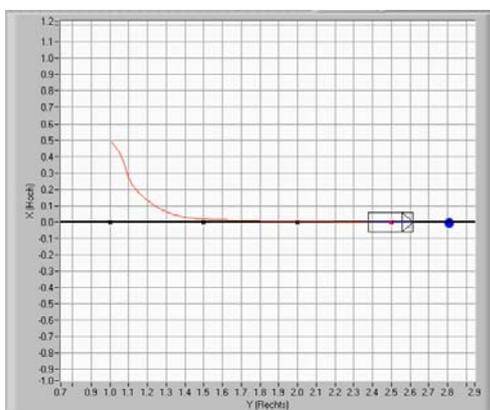
Das Einschwingverhalten eines P-Reglers in Abhängigkeit des Abstands des vorgezogenen Berechnungspunktes wird in Abbildung 78 gezeigt. In den oberen zwei Bildern ist sehr gut zu erkennen, dass schon ein kleiner Abstand von 2,5 cm eines vorgezogenen Berechnungspunktes (VBP) ausreicht, um die Einschwingzeit deutlich zu minimieren. Wird für das Fahrzeug der Abstand des VBP auf 30 cm vergrößert erhält man ein aperiodisches Einschwingen. Das heißt das Fahrzeug nähert sich flach der Soll-Trajektorie und schwingt nicht über, wie in den oberen beiden Bildern. Wird der VBP auf 50 cm vergrößert, verlängert sich die Zeit bis das Fahrzeug auf die Trajektorie trifft. Der Abstand des optimalen VBP richtet sich natürlich maßgeblich nach der Geometrie des Fahrzeugs und dessen Geschwindigkeit, wobei festgehalten werden muss, dass die hier gezeigten Einschwingversuche nur für eine Gerade gelten. Für Kreisbögen z.B. gelten andere Vorgaben, da die Trajektorie gebogen ist und somit eine zusätzliche „Störung“ auftritt (vgl. GLÄSER 2007).



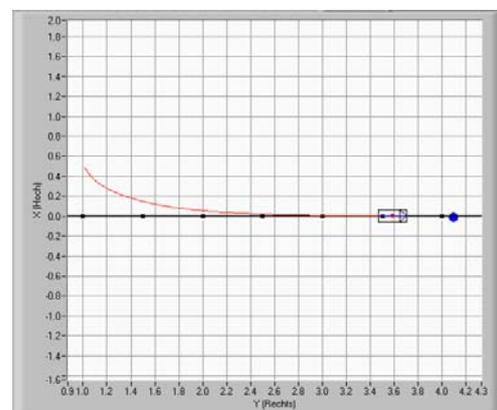
P-Regler ohne VBP ($K_P = 12$)



P-Regler mit VBP = 0,025 m ($K_P = 12$)

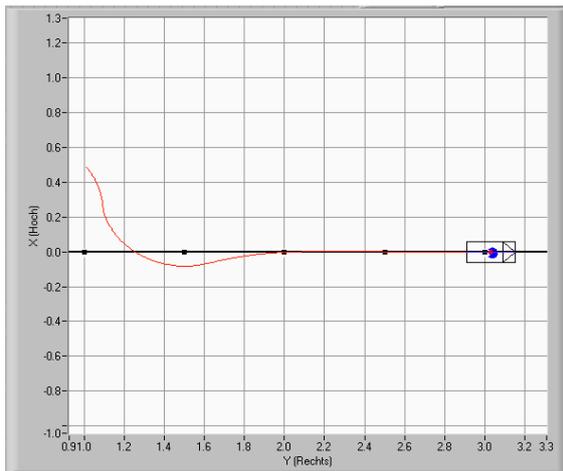


P-Regler mit VBP = 0,30 m ($K_P = 12$)

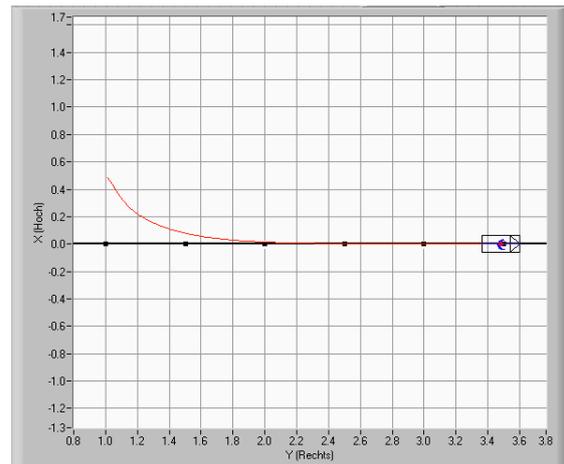


P-Regler mit VBP = 0,50 m ($K_P = 12$)

Abbildung 78: Einschwingverhalten eines P-Reglers mit unterschiedlichen vorgezogenen Berechnungspunkten



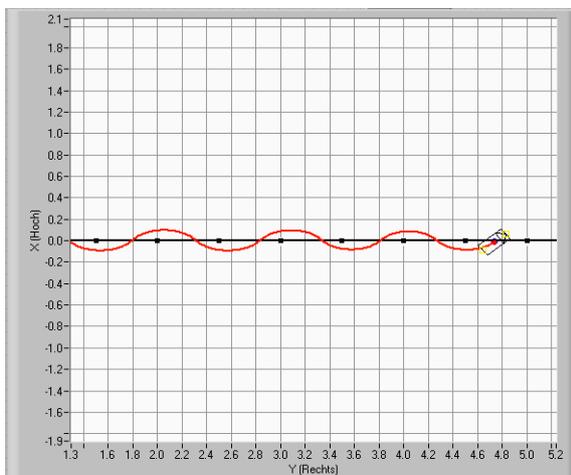
Mehrgrößenregler ($K_{P1} = 12$, $K_{P2} = 2$)



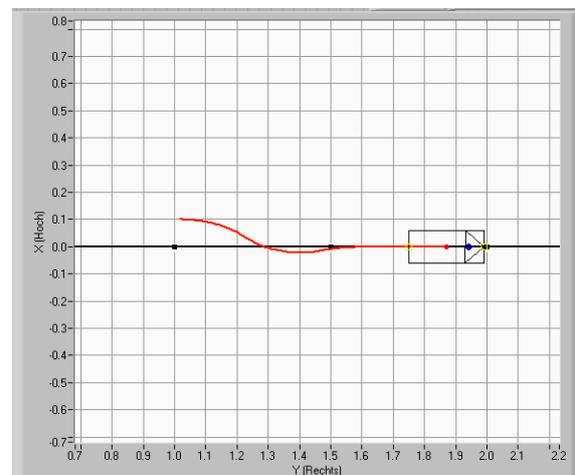
Mehrgrößenregler ($K_{P1} = 12$, $K_{P2} = 4$)

Abbildung 79: Einschwingverhalten eines Mehrgrößenreglers

Das Verhalten beim Einschwingen eines Mehrgrößenreglers (vgl. Kapitel 3.1.2) auf eine Gerade wird in Abbildung 79 gezeigt. Hier wird die Information der Querabweichung und des Azimuts bezüglich der Soll-Trajektorie benutzt. Das Reglergesetz entspricht hier zwei aufaddierten P-Reglern, bei dem ein P-Regler für die Querabweichung (K_{P1}) zuständig ist und der andere P-Regler für die Orientierungsabweichung (K_{P2}). Beide Regler sind nahezu zeitgleich auf der Trajektorie, wobei der Regler mit $K_{P2} = 2$ überschwingt (links) und der Regler mit $K_{P2} = 4$ (rechts) aperiodisch auf die Trajektorie auffährt. Das heißt, mit dem Mehrgrößenregler kann beim Auffahren auf die Gerade dasselbe erreicht werden, wie mit einem P-Regler mit VBP.



P-Regler ($K_{P1} = 12$, $VBP = 0$)



P-Regler ($K_{P1} = 12$, $VBP = 0,06$)

Abbildung 80: Einschwingverhalten eines P-Reglers für eine Raupensteuerung

Im letzten Einschwingversuch wird das Fahrverhalten einer Raupe gezeigt (vgl. Abbildung 80), die einmal ohne (links) und einmal mit VBP (rechts) auf die Gerade auffährt. Da die Raupe nur mit den Ketten lenken kann, ist sie sehr instabil im Führungsverhalten. Wird die Querabweichung auf den geometrischen Schwerpunkt berechnet (ohne VBP), dann reagiert der Regler mit einer Dauerschwingung auf Grund einer ständig verspäteten Reaktion. Verbessert werden kann dies wieder durch Verwenden eines vorgezogenen Berechnungspunktes, da die Raupe sich nicht so weit drehen muss bis ein Vorzeichenwechsel der Querabweichung stattfindet. Das heißt das System reagiert insgesamt schneller und nähert sich schneller der Soll-Trajektorie an. Wie beim LKW wird auch die Raupe durch den VBP förmlich auf die Trajektorie gezogen. Bei der Verwendung des Mehrgrößenreglers (hier nicht gezeigt) fährt die Raupe auch auf die Trajektorie auf, eine geringe Restoszillation verbleibt jedoch.

Verhalten unterschiedlicher Regler mit fehlerfreien Daten

Im Folgenden soll nun das Reglerverhalten für unterschiedliche Regler während der Fahrt auf einer Trajektorie gezeigt werden. Dabei handelt es sich um einen P-Regler, einen PID-Regler und einen Mehrgrößenregler. Der P-Regler wurde wegen seiner einfachen Handhabung gewählt, der PID-Regler und der Mehrgrößenregler wegen der höheren Regelgenauigkeit. In den nachfolgenden Tests wurden die Koordinaten der Soll-Trajektorie des Ovals verwendet. In den Grafiken sind neben den Querabweichungen auch die Trajektorien-Elemente eingezeichnet (Farbbalken bei -0,01 m). Geraden-Elemente sind dabei rot, Klothoiden-Elemente grün, Kreis-Elemente blau dargestellt.

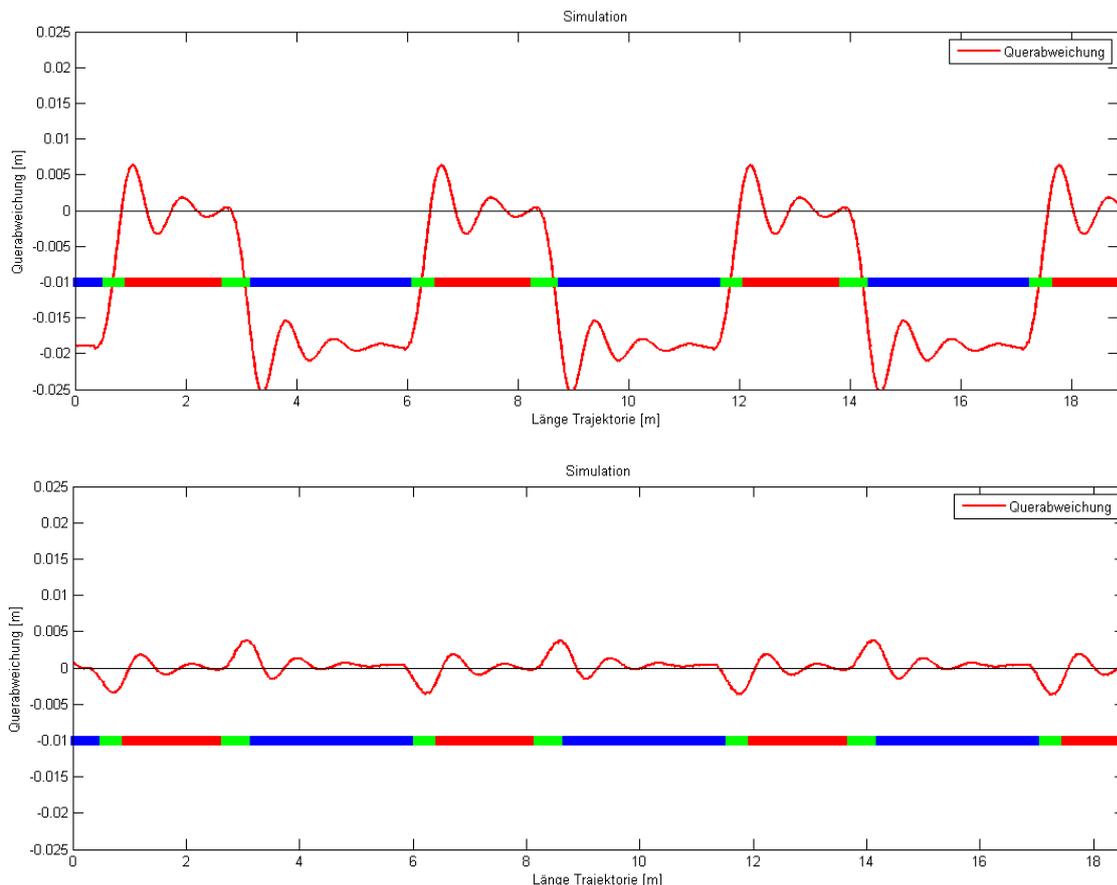


Abbildung 81: P-Regler ohne (oben) und mit (unten) Vorsteuerung ($K_P = 12$)

Bei den dargestellten Simulationen wurde die Einschwingsequenz abgeschnitten. In Abbildung 81 (oben) wird ein P-Regler ohne Vorsteuerung zur Querregelung verwendet. Sehr gut sind die Einschwingvorgänge an den Übergängen von Gerade zu Kreis und Kreis zu Gerade zu sehen. Während es dem P-Regler auf der Geraden möglich wäre, die Querabweichung zu null zu bringen (vgl. Abbildung 78), kann er dies im Kreisbogen nicht. Es findet dadurch ein ständiges „springen“ des Fahrzeuges statt. Die Restabweichung in der Kurve beträgt hierbei ca. 2 cm. Wird der P-Regler um die Vorsteuerung erweitert, verbessert sich das Verhalten deutlich (vgl. Abbildung 81 unten). Dennoch sind an den Übergängen zwischen Gerade und Kreisbogen noch Sprünge zu erkennen. Bei genauerer Betrachtung fällt auf, dass bei einem Übergang von einer Geraden in einen Kreisbogen die Abweichung positiv ist, bei einem Übergang von einem Kreisbogen in eine Gerade ist die Abweichung negativ. Hierbei sind positive Abweichungen immer rechts der Trajektorie. Das Verhalten selbst kann so erklärt werden: beim Übergang von einer Geraden in einen Kreisbogen lenkt das Fahrzeug zu früh ein. Dadurch ist das Fahrzeug nach dem Einlenken zu weit rechts (positive Abweichung). Bei der Kurvenausfahrt auf die Gerade macht die Lenkung zu früh auf und verlässt den Kreisbogen zu früh (negative Abweichung). Da hier kein VBP verwendet wurde, liegt das zu frühe Einlenken nicht am Berechnungspunkt. Ein möglicher Grund, der hier genannt werden kann, ist der Algorithmus zur Berechnung der Querabweichung im Bereich der Klothoiden, der nach GLÄSER (2007) auch für die Vorsteuerung eingesetzt wird. Dies wird am Ende dieses Kapitels weiter ausgeführt.

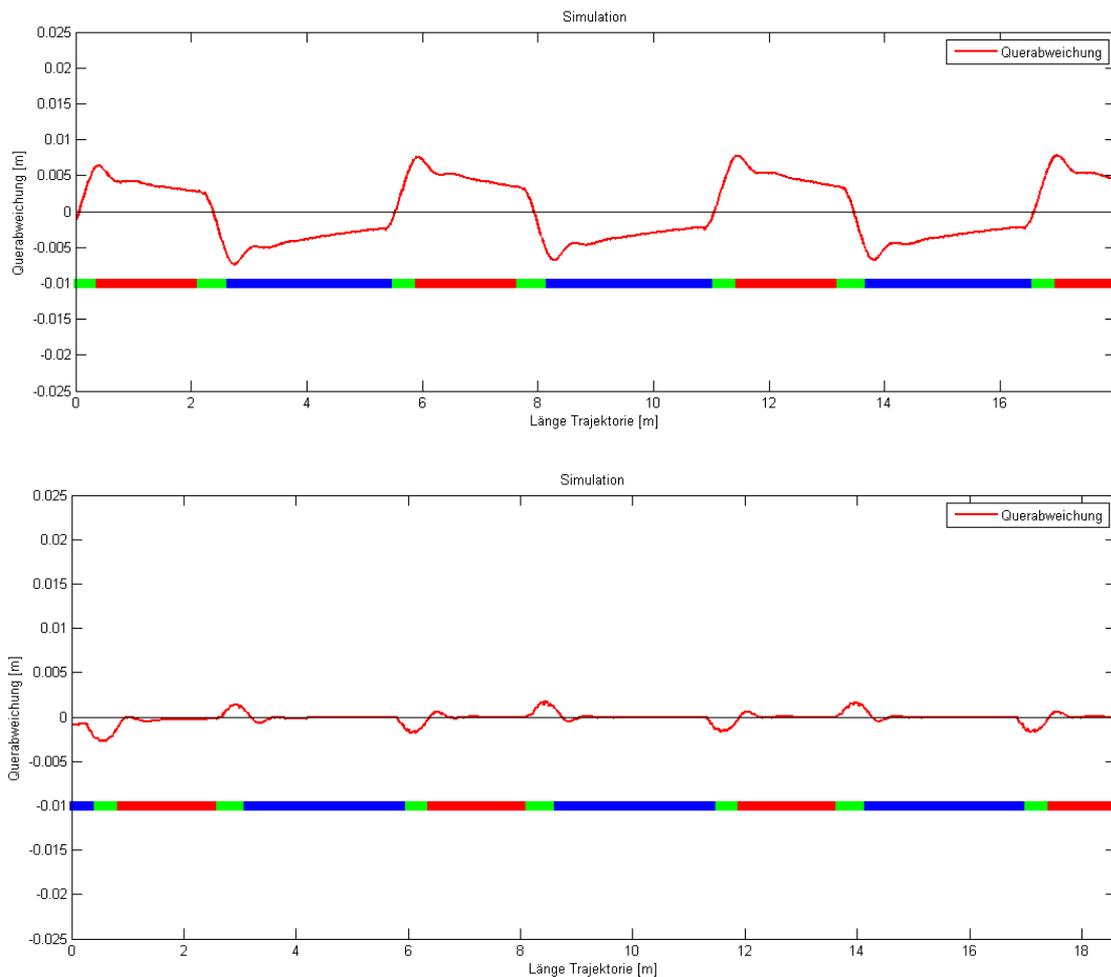


Abbildung 82: PID-Regler ohne (oben) und mit (unten) ($K_P = 12$, $T_n = 0,5$ min, $T_v = 0,001$)

Bei der Verwendung eines PID-Reglers zur Querregelung kann in Abbildung 82 (oben) ebenfalls ein Sprungverhalten zwischen Geraden und Kurven-Elementen erkannt werden. Jedoch nähert sich der PID-Regler ohne Überschwinger an den Nullpunkt. Durch den Übergang an der Klothoide tritt jedoch immer wieder eine Störung auf, die ausgeregelt werden muss. Eine deutliche Verbesserung ergibt sich erneut bei der Verwendung der Vorsteuerung (vgl. Abbildung 82 unten). Hier sind nur noch kleine Abweichungen an den Übergängen zu sehen, die sehr schnell zu null gebracht werden. Die Abweichung selbst beträgt hier 1,7 mm. Die Charakteristik der Abweichungen an den Klothoiden, ist jedoch die Gleiche wie bei der Verwendung des P-Reglers.

Als letzter Regler wird das Verhalten des Mehrgrößenreglers vorgestellt. Der Mehrgrößenregler, der hier verwendet wurde, ist ein zweifacher P-Regler, dessen K_{P1} -Wert mit der Querabweichung multipliziert wird und dessen K_{P2} -Wert mit der Orientierungsabweichung multipliziert wird (vgl. Kapitel 3.1.2). Dabei wird der Mehrgrößenregler ohne Vorsteuerung verwendet, die hier zu einer konstanten Regelabweichung in den Kurven führen würde. Der Teil, der die Orientierungsabweichung regelt, übernimmt hier in gewisser Weise die Vorsteuerung.

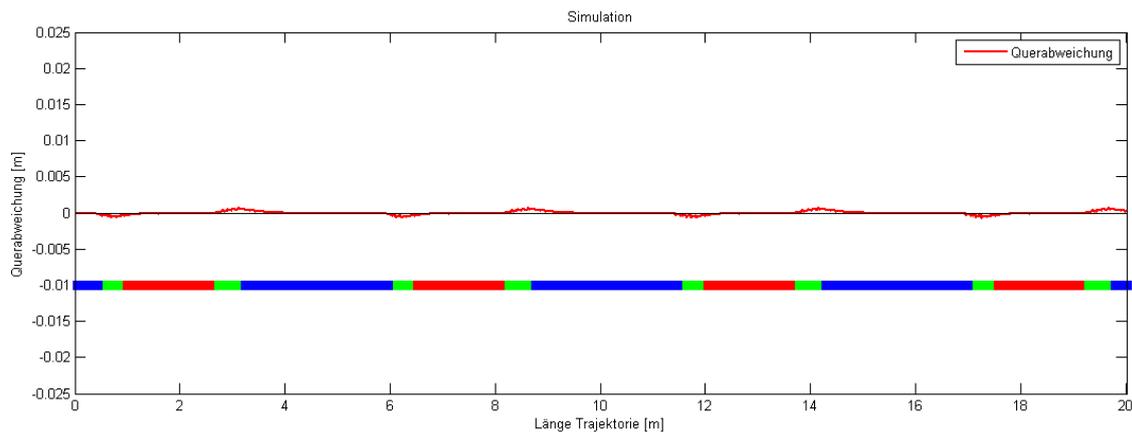


Abbildung 83: Mehrgrößenregler mit fehlerfreiem Azimut des Fahrzeugs ($K_{P1} = 12$, $K_{P2} = 4$)

In Abbildung 83 wird das Ergebnis des Mehrgrößenreglers mit fehlerfreiem Fahrzeugazimut gezeigt. Dieser wird direkt aus der Simulationsberechnung der Fahrzeugbewegung in den Regelalgorithmus eingeführt. Es ist deutlich zu sehen, dass auch hier eine Störung im Übergangsbereich auszuregulieren ist. Der Mehrgrößenregler reagiert hier so schnell, dass letztendlich nur eine Abweichung von 0,5 mm verbleibt. Diese Abweichung resultiert aus dem Näherungsfehler für die Berechnung der Querabweichung. Auf Grund der deutlich schlechteren theoretischen Positionsmessgenauigkeit (3 - 10 mm) während des Regelprozesses kann dieser hier als nicht signifikant angesehen werden.

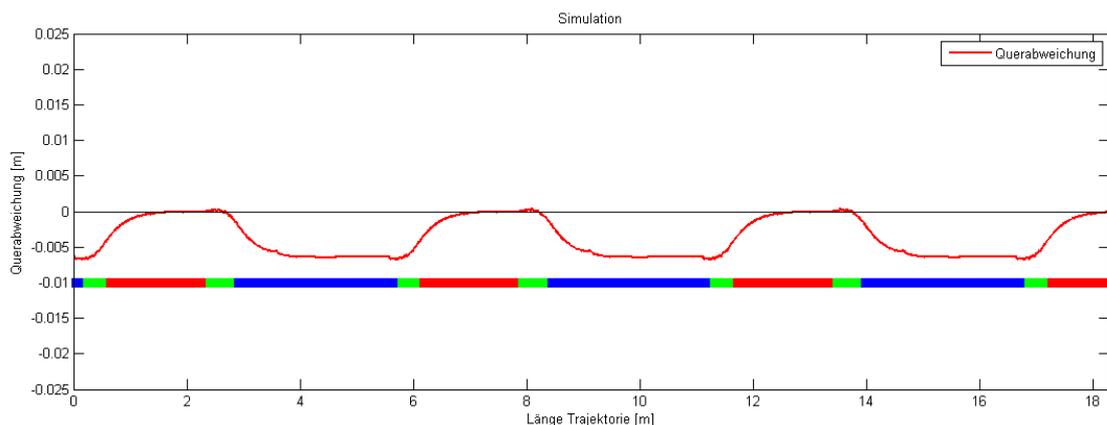


Abbildung 84: Mehrgrößenregler mit aus Koordinaten berechnetem Azimut des Fahrzeugs ($K_{P1} = 12$, $K_{P2} = 4$)

Das Ergebnis für die Berechnung des Azimuts aus Koordinaten wird in Abbildung 84 dargestellt. Hier wird, wie im späteren Steuermodul, der Azimut des Fahrzeugs aus den zurückliegenden Koordinaten berechnet. Als Ergebnis zeigt sich wiederum eine konstante Regelabweichung im Kurvenbereich, welche sich durch den Regler nicht beseitigen lässt. Die Ursache liegt hier an einem nicht ganz korrekten Fahrzeugazimut, der durch die Berechnung der ausgleichenden Geraden über die letzten 11 Punkte immer etwas veraltet ist. Durch die Regelabweichung des Azimuts, die gegen einen bestimmten Wert konvergiert, konvergiert auch der Querabweichung gegen einen bestimmten Wert. Beide Anteile heben sich an einem bestimmten Punkt in der Kurve gegenseitig auf, was letztendlich in der verbleibenden Regelabweichung resultiert. Hier muss zukünftig besonderen Wert auf die Berechnung des Fahrzeugazimuts gelegt werden. Dies kann jedoch nur mit einem Kalman-Filter geschehen, der eine Vorausberechnung des Azimuts zulässt. Die Entwicklung eines solchen Filters ist jedoch nicht Ziel dieser Arbeit und bleibt somit weiteren Arbeiten vorbehalten.

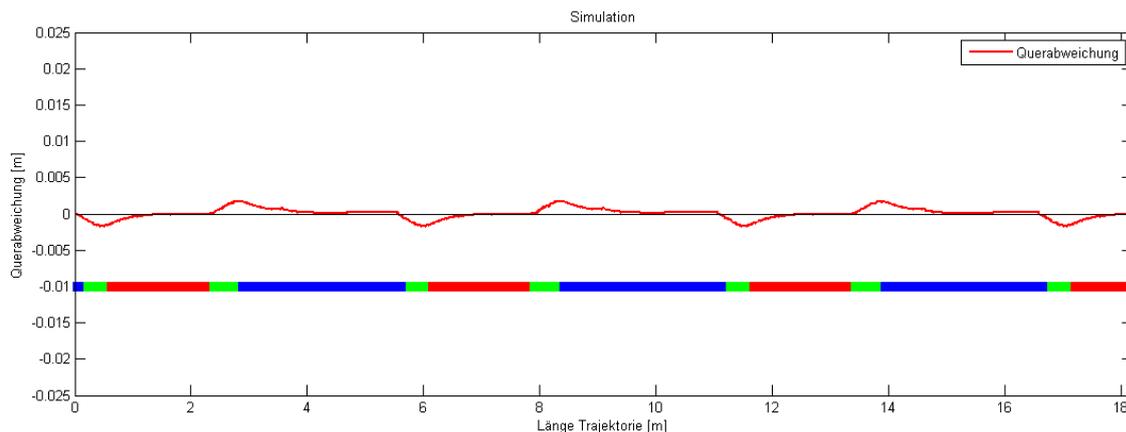


Abbildung 85: Mehrgrößenregler mit aus Koordinaten berechnetem Azimut des Fahrzeugs und Störgrößenaufschaltung ($K_{P1} = 12$, $K_{P2} = 4$, $g_{Stör} = 0.08$)

Eine weitere Möglichkeit, um die verbleibende Regelabweichung zu beseitigen, ist die Störgrößenaufschaltung (wie in Kapitel 3.1 beschrieben). Im Grunde wird dabei ein Wert subtrahiert, welcher die verbleibende Regelabweichung beseitigt. Im vorliegenden Fall wird eine Störgrößeberechnung auf Grundlage eines empirisch bestimmten Wertes durchgeführt, der sich je nach Größe des zu fahrenden Radius verändert. Das bedeutet, die Störgröße wird dem jeweiligen Radius angepasst. Im Kurvenbereich der verbleibenden Regelabweichung wird die Störgröße voll aufaddiert. In den Übergangsbereichen ist sie je nach aktuellem Radius größer oder kleiner. Die Berechnung der Störgröße g_{res} ergibt sich dabei folgendermaßen:

$$g_{res} = \frac{g_{Stör} \cdot R_{Stör}}{R_{Aktuell}} \quad (4-1)$$

$g_{Stör}$... Störgröße für die verbleibende Regelabweichung
 $R_{Aktuell}$... Aktueller Radius
 $R_{Stör}$... Radius für den die Störgröße bestimmt wurde

In Abbildung 85 wird das Ergebnis nach der Störgrößenaufschaltung gezeigt. Die verbleibenden Abweichungen entsprechen in etwa dem oben gezeigten PID-Regler. Das Zurückfahren des Fahrzeugs auf die Trajektorie ist hier jedoch deutlich flacher und dauert somit länger. Für die späteren Tests, wird dieser Regler nur beim Fahrzeug mit Hinterradlenkung verwendet, da dies der einzige Regler war, der mit diesem Fahrzeugtyp stabile Ergebnisse lieferte. Die anderen Fahrzeuge behalten den PID-Regler bei, da mit dem Mehrgrößenregler keine Verbesserungen bezüglich der Regelgenauigkeit zu erwarten sind.

Verhalten eines PID-Reglers während einer Fahrt mit simulierten Messdaten

In der letzten Simulation wird der PID-Regler mit Vorsteuerung der vorigen Untersuchung zusammen mit simulierten Messdaten verwendet. Auf die Messdaten wird ein weißes Rauschen von 5 mm (Genauigkeit Tachymeter TCRP 1201, Herstellerangaben) aufaddiert. Dadurch soll zum einen gezeigt werden, inwieweit das Kalman-Filter (Variante 1) eine Verbesserung der Regelgüte bringt, zum anderen sollen die Systematiken des Sprungverhaltens an den Übergangstellen überprüft werden. Um die Schwankungen um den Nullbereich besser sehen zu können, wurde die Ergebnisdaten zusätzlich mit einem Rechteckfilter geglättet.

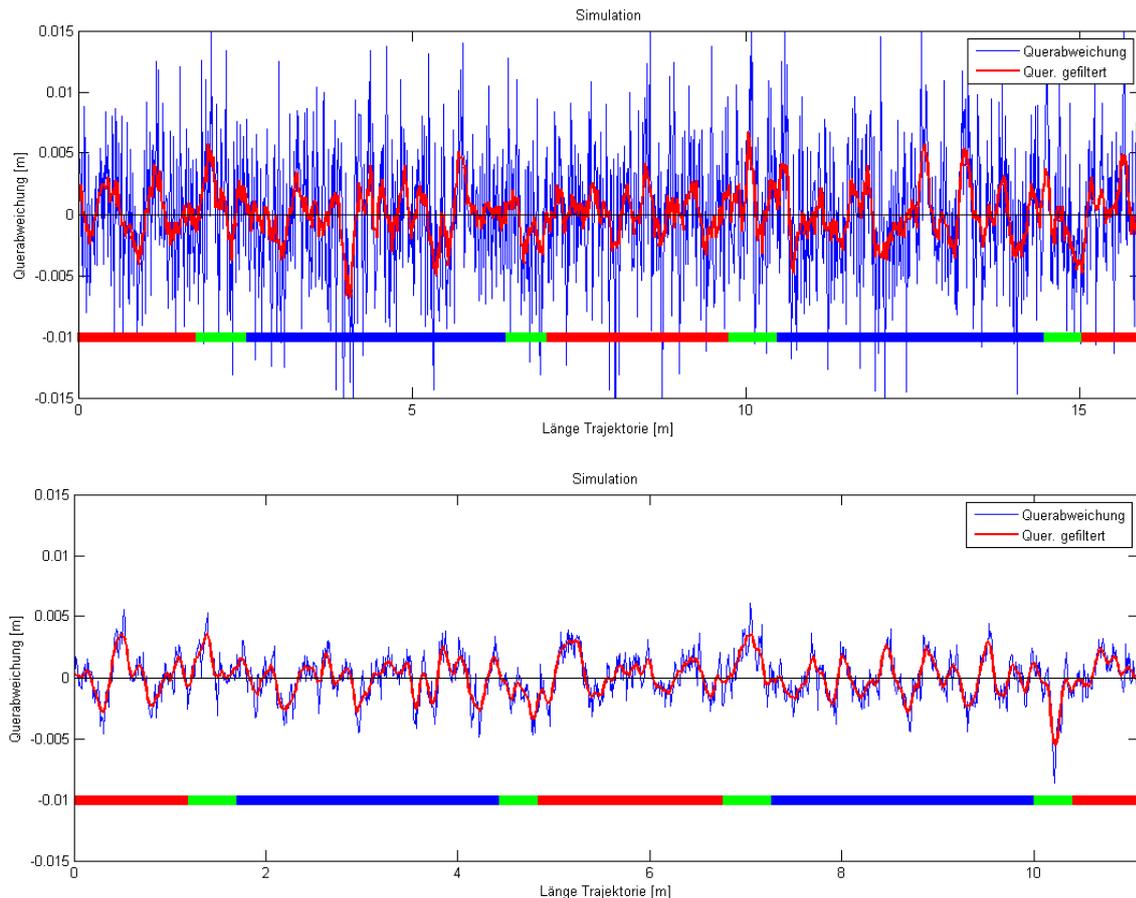


Abbildung 86: PID-Regler mit (unten) und ohne Kalman-Filter (oben)
 $(K_P = 12, T_n = 0,5 \text{ min}, T_v = 0,001)$

Beim Betrachten von Abbildung 86 ist sehr gut zu erkennen, wie das System durch das Rauschen der Messwerte zum Schwingen angeregt wird. Da die Messwerte einem zufälligen Rauschen unterliegen, sind auch die Schwingungen zufällig. Dies wurde anhand einer Fast Fourier Transformation (FFT) mit Matlab[®] bei verschiedenen Simulationsergebnissen überprüft. Dabei konnten keine Frequenzen festgestellt werden, die auf ein spezifisches Reglerverhalten zurückzuführen sind. Da es sich hier um zwei voneinander unabhängige Messfahrten handelt, können die Schwingungen nicht direkt miteinander verglichen werden. Jedoch kann hier in beiden Fällen das zuvor festgestellte Sprungverhalten im Klothoidenbereich nicht erkannt werden. Das bedeutet, dass die Störungen durch den Algorithmus der Querabweichung nicht signifikant bezüglich der hier angenommenen Messgenauigkeit sind. Dies gilt sowohl für die verrauschten, als auch für die gefilterten Messdaten. Dies erklärt auch, warum dieser Fehler außerhalb des Softwaresimulators noch nicht aufgefallen ist. Der größere negative Ausschlag im Bereich der vierten Klothoide ist auf einen Ausreißer zurückzuführen. Eine Störung durch den Querabweichungsalgorithmus hätte am Klothoidenanfang stattgefunden. Die Regelgenauigkeit konnte bei der Simulation durch das Kalman-Filter von einem *RMS* von 5,5 mm auf 1,7 mm verbessert werden. Dabei waren die Systemparameter des Kalman-Filters nach Gleichung (2-124) sehr hoch gewichtet (System 1 mm, Beobachtungen 5 mm), was bei der Verwendung des gleichen mathematischen Modells, sowohl zur Simulation der Messdaten, als auch zur Prädiktion im Kalman-Filter eine solche Verbesserung des *RMS* erwarten lässt. Prinzipiell kann das Ergebnis von SCHWIEGER/BEETZ (2007), bei dem eine erste Kalman-Filterung zur Verbesserung der Regelgüte implementiert wurde, durch die Simulation bestätigt werden.

Störung im Bereich der Klothoiden

Durch Überprüfung des Quellcodes kann eindeutig gesagt werden, dass die systematischen Abweichungen an den Klothoidenübergängen bei der Berechnung des Radius liegt, welcher zur Vorsteuerung aus dem Algorithmus zur Querabweichung herangezogen wird. Um dies besser verstehen zu können, soll hier noch einmal kurz, das in BEETZ (2003) entwickelte Verfahren erklärt

werden. Primär hatte der Algorithmus die Aufgabe die Querabweichung des Fahrzeugs zur Soll-Trajektorie zu berechnen. Um eine schnelle Berechnung zu gewährleisten, wurde ein Verfahren angewendet, welches das Lot entweder auf einen Kreisbogen oder auf eine Gerade fällt. Im Klothoidenbereich wird das Lot immer auf einen Kreisbogen gefällt. Durch einen entsprechenden äquidistanten Punktabstand kann der Näherungsfehler, der dadurch entsteht, weit unter der Messgenauigkeit gehalten werden. Im Simulatorsystem, wurde der Punktabstand so gewählt, dass der Näherungsfehler bei 0,1 mm liegt. Um herauszufinden, ob sich das Fahrzeug neben einem Kreisbogen oder neben einer Geraden befindet, werden zuerst von der Position des Fahrzeugs zu allen Punkten der Soll-Trajektorie Strecken berechnet. Die kürzeste Strecke gibt dabei an, welcher Punkt der Trajektorie am nächsten zur Position des Fahrzeugs liegt (z.B. Punkt P2 in Abbildung 87). Da die Trajektorie in einer Punktfolge abgespeichert ist, wird nun der Punkt vor und der Punkt nach dem aus dem Streckenvergleich identifizierten Punkt aus der Punktliste extrahiert (P1 und P3). Nun wird eine 3x3 Matrix gebildet, welche aus den drei gefundenen Punkten besteht, die zusätzlich um einen konstanten Höhenwert (z.B. $z = 1$) erweitert werden. Nach BERTELME (2005) spricht man hier auch von homogenen Koordinaten. Die Berechnung der Determinante der 3x3 Matrix ergibt, ob die drei Punkte linear abhängig sind, also ein Geraden-Element beschreiben, oder nicht linear abhängig sind und es sich daher um einen Kreisbogen handelt. Danach wird der entsprechende Algorithmus zur Berechnung der Querabweichung verwendet.

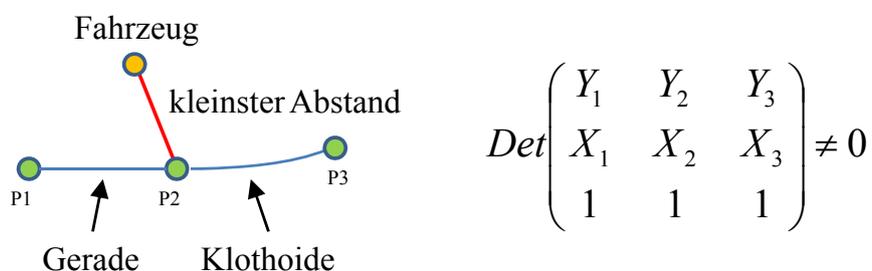


Abbildung 87: Berechnung der Querabweichung

Am Übergang der Geraden auf eine Klothoide, ist ein Streckenteil eine Gerade und ein Streckenteil ein Klothoidenstück (vgl. Abbildung 87). Da die Punkte in diesem Fall jedoch nicht linear abhängig sind, wird der Abstand auf einen Kreisbogen berechnet. Für die Berechnung der Querabweichung ist dieser Fehler nicht relevant, da der angenommene Näherungsfehler von 0,1 mm eingehalten wird. Jedoch wird der daraus berechnete Kreisbogen nach GLÄSER (2007) zur Vorsteuerung verwendet. Dies bedeutet, dass das Fahrzeug im Bereich der Geraden schon anfängt zu lenken, was das zu frühe Einlenken erklärt. Umgekehrt ist dies beim Übergang vom Kreisbogen auf die Klothoide. Hier wird zu früh die Lenkung geöffnet, obwohl sich das Fahrzeug noch auf dem Kreisbogen befindet. Da dieser Fehler bisher keinen sichtbaren Einfluss auf die Messfahrten hatte, wird die Behebung dieses Fehlers zurückgestellt. Falls die neuen Messfahrten ein anderes Ergebnis liefern, muss dieser Fehler für weitere Entwicklungen innerhalb des Simulators auf jeden Fall berücksichtigt werden. Weitere Informationen zur Berechnung der Querabweichung im Simulator findet man in BEETZ (2003) und GLÄSER (2007).

Ergebnis

Das vorgestellte Modul zur Simulation von Fahrzeugverhalten und Regler eignet sich sehr gut, um zu implementierende Algorithmen vorab zu testen. Der gefundene Fehler zur Berechnung der Kreisbögen für die Vorsteuerung wäre unter Verwendung reiner Messdaten vermutlich nicht gefunden worden. Insgesamt konnte das Verhalten verschiedener Regler anhand des vorderradgelenkten Radfahrzeuges sehr gut gezeigt werden.

4.2.5 Automatische Lenkkalibrierung

Zur Unterstützung der Regler im Simulator wird, wie bereits erwähnt, eine Vorsteuerung eingesetzt, die ein verbessertes Reglergebnis bei PID-Reglern in Kurven zulässt. Dabei wird dem zu regelnden Fahrzeug der zu fahrende Radius vorgegeben, der sich aus der Soll-Trajektorie ergibt. Dies hat den Vorteil, wie vorher gezeigt, dass ein schnelleres Erreichen des Regelungsziels während der Kurvenfahrt erfolgt. Zum genauen Einstellen der Lenkparameter (z.B. Lenkwinkel) muss bei einer automatischen Steuerung eines Fahrzeugs der funktionale Zusammenhang zwischen Stellgröße aus dem Regler und anzulegender Spannung in der Fernsteuerung bekannt sein (Kalibrierfunktion). Was bei einem von einem Menschen geführten Fahrzeug über das Lenkrad erfolgt, wird bei einem automatisch geführten Fahrzeug z.B. über einen Lenkroboter erreicht. Bei den im Simulator benutzten Fahrzeugen erfolgt dieser Schritt über eine, an den in der Fernsteuerung verbauten Potentiometern, angelegte Spannung. Diese geben die angelegte Spannung über ein entsprechendes Funksignal an die Servomotoren und Fahrtenregler des jeweiligen Modellfahrzeuges weiter und beeinflussen so dessen Fahrt. Solche Potentiometer finden sich ebenfalls in Lenkrobotern von autonom geführten Fahrzeugen, was dieses Vorgehen im Simulator rechtfertigt. Zur Kalibrierung der entsprechenden Lenkparameter wurde in BEETZ (2003) ein Verfahren entwickelt, welches die Bestimmung einer Kalibrierfunktion mit der gleichzeitigen Überprüfung des jeweiligen mathematischen Fahrzeugmodells zulässt. Teile davon wurden in GLÄSER (2007) veröffentlicht und in SU (2009) und BEETZ/SCHWIEGER (2010) zu einem automatisierten Verfahren weiterentwickelt. Unter anderem wird in BEETZ/SCHWIEGER (2010) eine Genauigkeitsbetrachtung durchgeführt, die eine signifikante Verbesserung der Regelgüte bei einem kalibrierten Fahrzeug nachweist. In diesem Kapitel wird zunächst das theoretische Vorgehen bei diesem Verfahren erklärt und anschließend die gefundenen Kalibrierfunktionen für die Modellfahrzeuge des Simulators vorgestellt.

Grundlagen des Verfahrens

Zur Erklärung und besseren Verständnis des gesamten Verfahrens werden zunächst die einzelnen Schritte anhand einer Kalibrierung eines Radfahrzeugs mit Vorderradlenkung erklärt. Anschließend wird auf den mathematischen Hintergrund eingegangen, welcher zur Umsetzung des automatisierten Verfahrens notwendig ist. Das Verfahren selbst lässt sich in vier grundsätzliche Schritte unterteilen (vgl. Abbildung 88):

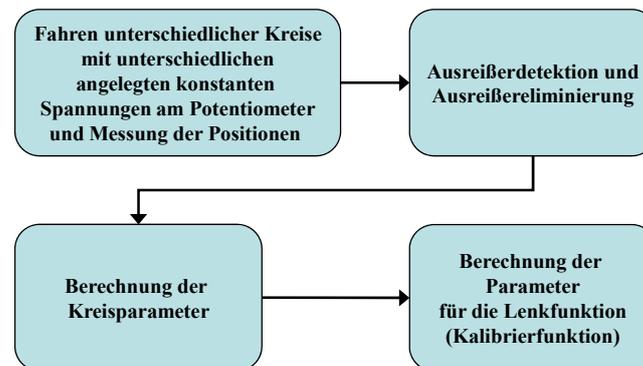


Abbildung 88: Auswerteschritte der automatischen Lenkkalibrierung im Simulator (nach BEETZ/SCHWIEGER 2010)

1. Kreisfahrten mit unterschiedlichen Spannungen am Potentiometer

Im ersten Schritt werden unterschiedliche Spannungen an das Potentiometer angelegt, das für die Steuerung des Lenkwinkels verantwortlich ist. Für jede Spannung wird das Fahrzeug bewegt und die resultierenden Kreise als Punktfolgen gemessen. In BEETZ/SCHWIEGER (2010) konnte gezeigt werden, dass die zu messenden Kreisbögen einen Zenitwinkel von über 100 gon erreichen müssen, um eine Genauigkeit für die Bestimmung des Radius von unter 1 cm bei einer Punktgenauigkeit von 5 mm zu erhalten. Aus diesem Grund wird auch hier angestrebt, einen Zenitwinkel von mindestens 100 gon zu erreichen. Als Ergebnis erhält man für jede angelegte Spannung einen Kreisbogen. Um eine möglichst gute Kalibrierfunktion zu erhalten, werden Messfahrten über den gesamten Bereich des Potentiometers durchgeführt. Die Abstände der einzelnen Spannungen werden zweckmäßigerweise äquidistant gewählt.

2. Ausreißerdetektion zur Verbesserung der Radiusgenauigkeit

Zur Verbesserung der Genauigkeit für die Bestimmung der Kreisbögen wird eine Ausreißerdetektion durchgeführt, die grobe Messfehler eliminiert.

3. Berechnung der Radien der gefahrenen Kreise

Die Berechnung der Radien erfolgt im Anschluss an die Ausreißerdetektion. Hierbei werden mit Hilfe einer Gauß-Helmert-Ausgleichung (vgl. NIEMEIER 2008) der Mittelpunkt und der Radius des Kreisbogens anhand der gemessenen Punktfolge bestimmt.

4. Berechnung der Parameter der Kalibrierfunktion (Kalibrierfunktion)

Im letzten Schritt werden die Radien entsprechend den Voltzahlen gegenübergestellt und eine Kalibrierfunktion gesucht, die den Zusammenhang der beiden Parameter beschreibt. Am Beispiel einer Lenkkalibrierung eines vorderradgelenkten Radfahrzeuges wird in BEETZ (2003) eine Umrechnung der Radien in die entsprechenden Lenkwinkel auf Grundlage des mathematischen Fahrzeugmodells vorgeschlagen. Am Beispiel des Modell-LKWs kann durch das lineare Verhalten der Lenkung und des Potentiometers eine lineare Kalibrierfunktion hergeleitet werden. Hierbei wird es möglich, die Kalibrierfunktion anhand eines Polynoms erster Ordnung zu beschreiben. Im weiteren Verlauf der Arbeit wird sich zeigen, dass dies für das Raupenmodell nicht möglich ist.

Durch die Automatisierung dieses Verfahrens kann der Zeitaufwand der gesamten Kalibrierung von einem Tag auf eine halbe Stunde reduziert werden (vgl. BEETZ/SCHWIEGER 2010). Mittlerweile wurde das Programm zur Lenkkalibrierung um das kinematische Raupenmodell und das Einspurmodell für beliebige Lenksysteme erweitert. Im Weiteren werden nun die Algorithmen der einzelnen Schritte beschrieben.

Berechnung der Radien und Ausreißerdetektion

Da die Ausreißerdetektion und die Berechnung der Radien verschachtelt erfolgen, werden diese hier zusammen beschrieben. Prinzipiell wird zunächst der Radius und der Mittelpunkt der gemessenen Punktfolge, mit Hilfe einer Gauß-Helmert-Ausgleichung (vgl. NIEMEIER 2008) berechnet. Das funktionale Modell und die Designmatrizen berechnen sich (nach NIEMEIER 2008, FRITSCH 2011, BEETZ 2003) dabei wie folgt:

Funktionales Modell:

$$r^2 = (x_i - x_m)^2 + (y_i - y_m)^2 \quad (4-2)$$

r ... Radius
 y_i, x_i ... gemessene Punkte
 y_m, x_m ... Kreismittelpunkt

Das linearisierte funktionale Modell ergibt sich dabei zu:

$$B \cdot v + A \cdot \hat{x} + w = 0 \quad (4-3)$$

B ...	Matrix der Beobachtungen	\hat{x} ...	Vektor der geschätzten
v ...	Vektor der Verbesserungen		Kreisparameter
A ...	Matrix der zu schätzenden Parameter	w ...	Widerspruchsvektor

Dabei sind die Matrizen A , B und w folgendermaßen besetzt:

$$B = \left[\frac{\partial f_i}{\partial l_i} \right] = \begin{bmatrix} 2 \cdot (x_1 - x_m^0) & 2 \cdot (y_1 - y_m^0) & 0 & \dots \\ 0 & 0 & 2 \cdot (x_2 - x_m^0) & \dots \\ \vdots & \vdots & \vdots & \ddots \end{bmatrix} \quad (4-4)$$

$$A = \left[\frac{\partial f_i}{\partial x_i} \right] = \begin{bmatrix} -2 \cdot (x_1 - x_m^0) & -2 \cdot (y_1 - y_m^0) & -2 \cdot r^0 \\ -2 \cdot (x_2 - x_m^0) & -2 \cdot (y_2 - y_m^0) & -2 \cdot r^0 \\ \vdots & \vdots & \vdots \end{bmatrix} \quad (4-5)$$

$$w = \begin{bmatrix} (x_1 - x_m^0)^2 + (y_1 - y_m^0)^2 - r^0{}^2 \\ (x_2 - x_m^0)^2 + (y_2 - y_m^0)^2 - r^0{}^2 \\ \vdots \end{bmatrix}$$

$l \dots$	Beobachtungen	$y_m^0, x_m^0, r^0 \dots$	Näherungswerte der	(4-6)
$y_i, x_i \dots$	gemessene Punkte		Kreisparameter	

Die Berechnung der Ausgleichung erfolgt nach obigen Gleichungen iterativ bis ein bestimmtes Abbruchkriterium erreicht ist. Im System wird die Ausgleichung beendet, wenn sich die Parameter im Ergebnisvektor \hat{x} nach 0.0001 m nicht mehr ändern. Da die oben genannte Ausgleichung iterativ erfolgt, werden für den ersten Durchlauf Näherungswerte benötigt. Hierzu wird die Gleichung zur Berechnung von Kreisparametern aus drei Punkten benutzt, die in HÄBLER/WACHSMUTH (1994) zu finden ist. Im vorliegenden Fall werden dabei ein Punkt am Bogenanfang, ein Punkt in der Bogenmitte und ein Punkt am Bogenende gewählt.

Nach Bestimmung der Kreisparameter wird im nächsten Schritt eine Ausreißerdetektion durchgeführt. Hierzu wird um den berechneten Radius ein Puffer gelegt und alle Punkte, die sich außerhalb des Puffers befinden, gelöscht. Der Puffer selbst kann im Programm entweder durch einen statistischen Wert festgelegt oder manuell vorgegeben werden. Diese Vorgehensweise lässt sich dadurch begründen, dass in realen Messfahrten durch Verwenden des statistisch richtigen Wertes zum Teil zu viele Messpunkte gelöscht wurden, wodurch die Berechnung des Radius nicht mehr korrekt durchgeführt werden konnte. Dies machte es notwendig ein zweites robusteres Verfahren zu implementieren, welches durch manuelles Eingreifen gesteuert werden kann. Beide Verfahren können wahlweise bei der Berechnung des Radius verwendet werden. Die Messdaten können nach jedem Durchlauf immer wieder erneut geladen werden, so dass auch eine empirische Ermittlung für den optimalen Pufferbereich möglich ist. Der statistische Wert für den Pufferbereich ergibt sich aus der Standardabweichung des ausgeglichenen Radius, der mit dem Quantil der Normalverteilung für eine Sicherheitswahrscheinlichkeit von 99,73 % multipliziert wird.

$$p = \pm s_r \cdot 3 \quad (4-7)$$

$p \dots$	Puffer	$s_r \dots$	Standardabweichung des ausgeglichenen Radius
-----------	--------	-------------	---

Hierzu wird in einer Schleife zunächst der Radius der gemessenen Punktfolge bestimmt. Im nächsten Schritt wird der oben genannte Puffer um den Radius gelegt. Alle Punkte, die sich außerhalb dieses Puffers befinden, werden eliminiert und eine erneute Berechnung des Radius mit einer Gauß-Helmert-Ausgleichung wird durchgeführt. Dies wird so lange wiederholt bis sich keine Punkte mehr außerhalb des Puffers befinden. In Abbildung 89 wird eine Punktfolge mit 5 Ausreißern gezeigt. Um die Ausreißerdetektion besser zeigen zu können, wurden hier nicht alle Messwerte mit einer vorgegeben Standardabweichung verwechselt sondern nur einzelne Punkte als Ausreißer verfälscht. Die Ausreißer ergeben sich aus einer manuellen Punktverschiebung von -4 bis +4 cm in verschiedenen Koordinatenrichtungen. Weiter zeigt die Abbildung das Ergebnis mit einem Pufferbereich von 1 cm und einem 3-Sigma-Puffer aus der jeweilig berechneten Standardabweichung des Radius. Diese ergibt sich nach jedem Durchlauf neu. Beide Verfahren finden in diesem Testlauf die Ausreißer mit den hier gemachten Vorgaben. Ein Ergebnis der Ausreißerdetektion mit Realdaten wird an einer anderen Stelle der Arbeit gezeigt.

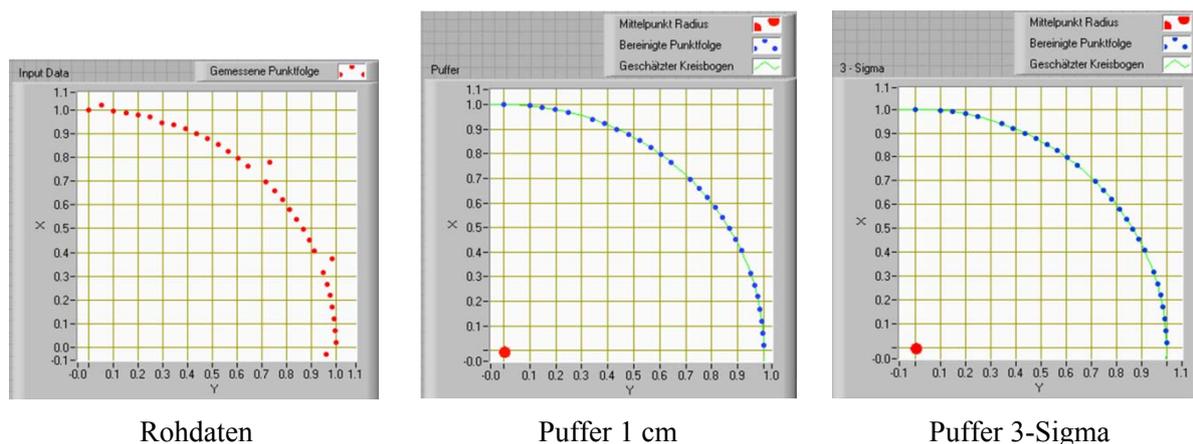


Abbildung 89: Ausreißererkennung mit einem Pufferbereich von 1cm und einen 3-Sigma-Bereich

Berechnung der Parameter der Kalibrierfunktion

Prinzipiell wird für eine automatisierte Steuerung eine Funktion benötigt, aus der sich für einen geforderten Radius, den das Fahrzeug fahren soll, eine entsprechende Spannung für das Potentiometer der Fernsteuerung berechnen lässt. Bei der Bestimmung der Kalibrierfunktion muss zunächst zwischen den einzelnen Fahrzeugmodellen unterschieden werden. Dies wird durch die Tatsache begründet, dass ein Raupenfahrwerk ein anderes Fahrverhalten aufweist als z.B. ein vorderradgelenktes Radfahrzeug. Im weiteren Verlauf werden nun die einzelnen Kalibrierfunktionen für die verschiedenen, in Kapitel 2.1 vorgestellten, Fahrzeugmodelle aufgeführt.

Radfahrzeug

Bei der Kalibrierung des Radfahrzeugs wird unterschieden zwischen dem Einspurmodell für vorderradgelenkte und für beliebige Lenksysteme. Um die Tauglichkeit des Simulators bezüglich beider Modelle zu demonstrieren, steht im Moment nur ein ferngesteuertes LKW-Modell mit Vorderradlenkung zur Verfügung. Um dennoch die Tauglichkeit des Simulators bezüglich des Modells für beliebige Lenksysteme zu erbringen, wird der LKW auch in rückwärtiger Richtung gefahren. Dies entspricht einem hinterradgelenkten Radfahrzeug. Dabei werden aus Modellsicht für beliebige Lenksysteme die Lenkwinkel der Vorderachse und der Knickwinkel zu null gesetzt. Dies kann damit gerechtfertigt werden, da z.B. bei einem Fahrzeug mit Allrad-Knicklenkung, das einen bestimmten Bogen fahren soll, die Vorderachswinkel und der Knickwinkel auf den zu fahrenden Radius eingestellt werden und nur mit der Hinterachse während der Fahrt reguliert wird. Dadurch wird es möglich und sinnvoll den Regler für nur eine Achse auszulegen.

Wie bereits oben erwähnt, wird die Lenkung des LKWs durch einen Servomotor gesteuert, der über das Potentiometer der Fernsteuerung beeinflusst wird. Hierbei wurde in BEETZ (2003) nachgewiesen und in GLÄSER (2007) bestätigt, dass die Veränderung der Spannung am Potentiometer eine lineare Änderung des Lenkwinkels bewirkt. Aus diesem Grund wird für die Kalibrierfunktion nicht der direkte Zusammenhang zwischen anzulegender Spannung und resultierendem Kreis gewählt sondern die abgefahrenen Kreise in Lenkwinkel umgerechnet. In Abbildung 90 wird der Zusammenhang zwischen dem Voltbereich des Potentiometers und dem Lenkwinkel am LKW dargestellt. In diesem Beispiel fallen die minimale Spannung V_{min} des Potentiometers mit dem maximalen linken Lenkwinkel δ_{max_links} zusammen und die maximale Spannung V_{max} des Potentiometers mit dem maximalen rechten Lenkwinkel δ_{max_rechts} . Die Geradeausstellung der Lenkung δ_0 fällt in den Mittelbereich des Spannungsintervalls des Potentiometers.

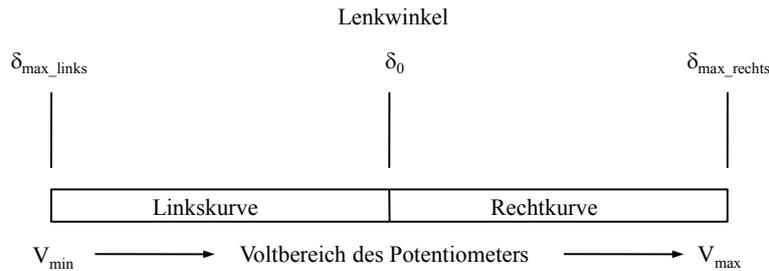


Abbildung 90: Voltbereich des Potentiometers der Fernsteuerung in Bezug auf den Lenkwinkel des LKWs

Zur Berechnung der Kalibrierfunktion wurde in BEETZ (2003) für das Beispiel des LKWs eine lineare Polynomfunktion gefunden. Diese Funktion wurde in GLÄSER (2007) durch die Berechnung des Bestimmtheitsmaßes aus einer Polynomregression (vgl. NIEMEIER 2008) mit einem Wert von $B = 0,9979$ angegeben, was einer sehr hohen Approximationsgüte entspricht. Das Bestimmtheitsmaß 1 wäre in diesem Fall, eine genaue Übereinstimmung der Punkte mit der Polynomfunktion. Die Polynomfunktion beschreibt, wie oben erwähnt, den Zusammenhang zwischen dem zu fahrendem Kreis und der Spannung am Potentiometer. Um die gesuchten Lenkwinkel zu erhalten, werden die abgefahrenen Kreise mit Hilfe der in Kapitel 2.1.4 aufgeführte Gleichungen (2-17) in Lenkwinkel umgerechnet und den Voltzahlen des Potentiometers gegenübergestellt. Aus dieser Gegenüberstellung lässt sich dann eine Polynomregression durchführen. Das Polynom gestaltet sich dabei wie folgt:

$$V = a_0 + \delta \cdot a_1 \quad (4-8)$$

$V \dots$	Volt am Potentiometer	$\delta \dots$	Lenkwinkel
$a_0 \dots$	Nullpunkt der Lenkung	$a_1 \dots$	Steigung der Kalibrierfunktion

Da für die Rückwärtsfahrt des LKWs das Modell für beliebige Lenksysteme zur Berechnung der Lenkwinkel benutzt werden soll, kann nicht die Gleichung (2-17) aus Kapitel 2.1.1. herangezogen werden. Jedoch lassen sich durch den fehlenden Vorderradwinkel und Knickwinkel einige Vereinfachungen treffen, so dass sich die Gleichung (2-33) aus Kapitel 2.1.5 wie folgt aufstellen lässt:

$$\tan \delta_h = \frac{l}{\sqrt{R^2 - l_v^2}} \quad (4-9)$$

$\delta_h \dots$	Lenkwinkel hinten	$R \dots$	gemessener Radius
$l \dots$	Abstand zwischen Vorderachse und Hinterachse	$l_v \dots$	Abstand zwischen Schwerpunkt und Vorderachse

Mit den hier aufgeführten Gleichungen und der beschriebenen Vorgehensweise kann für die aufgeführten Modelle eine Kalibrierfunktion gefunden werden, die am Ende dieses Kapitels im Ergebnis aufgeführt werden.

Raupenfahrzeug

Um das Modell der Raupe möglichst realitätsnah einzusetzen, wird wie bei realen Kettenfahrzeugen jede Kette einzeln angesteuert. In der Realität wird z.B. bei Planiertraupen eine Kette gebremst, um eine Kurve zu fahren. Im Modell erfolgt die Ansteuerung der Ketten über jeweils ein Potentiometer der Fernsteuerung, welches einen linearen Fahrtenregler auf der Raupe ansteuert, der wiederum den Elektromotor der jeweiligen Kette regelt. Somit muss bevor eine Lenkkalibrierung für die Raupe durchgeführt werden kann, zunächst ein Steueralgorithmus für das Steuermodul des Simulators entwickelt werden. Von Vorteil ist es auch hier, wenn dies über einen einzelnen Parameter geschehen kann, der ähnlich wie der Lenkwinkel bei einem vorderradgelenkten Radfahrzeug funktioniert. Ein weiterer Punkt, der eingehalten werden sollte, ist eine gleichbleibende Geschwindigkeit der Raupe bei Kurvenfahrten. Durch das Abbremsen einer Kette wird auch die Gesamtgeschwindigkeit der Raupe langsamer. Durch eine gleichmäßige Geschwindigkeit werden zusätzliche Kräfte vermieden, die beim Beschleunigen und Bremsen auf das Fahrzeug wirken, was für eine zusätzliche Werkzeugsteuerung von Vorteil ist. Die Werkzeugsteuerung kann dann auf eine Einbaugeschwindigkeit z.B. bei einem

Asphaltfertiger optimiert werden. Da die Fahrgeschwindigkeit sich als resultierende Geschwindigkeit der beiden Kettengeschwindigkeiten ergibt, muss dies hier ebenfalls im Steueralgorithmus berücksichtigt werden.

Aus dem kinematischen Modell für eine Raupe aus Kapitel 2.1.6 ergeben sich die Radien aus den Geschwindigkeiten der rechten und linken Kette. Haben beide Ketten die gleiche Geschwindigkeit ergibt sich eine Gerade. Dreht eine Kette langsamer als die andere, fährt die Raupe einen Bogen in Richtung der langsameren Kette. Das heißt, dreht die rechte Kette langsamer als die Linke entsteht ein Rechtsbogen und umgekehrt. Im Weiteren soll nun gezeigt werden, wie dieses Modell auf einen Parameter reduziert werden kann. Zunächst soll das Kettenmodell ohne Schlupf angesetzt werden, welches bei langsamen Geschwindigkeiten, wie sie im Simulator durchgeführt werden, verwendet werden kann. Für dieses Modell ergeben sich für unterschiedliche Kettengeschwindigkeiten der rechten und linken Kette dieselben Radien, wenn das Verhältnis der Kettengeschwindigkeiten gleich bleibt. Dies soll folgendes Rechenbeispiel zeigen:

Ausgangspunkt ist Gleichung (2-50) aus Kapitel 2.1.6:

$$R = \frac{B \cdot [v_l + v_r]}{2 \cdot [v_r - v_l]} \quad (2-50)$$

Wenn beide Kettengeschwindigkeiten mit demselben Faktor f multipliziert werden bleibt das Verhältnis der Kettengeschwindigkeiten gleich.

$$\frac{v_l}{v_r} = \frac{f \cdot v_l}{f \cdot v_r} \quad (4-10)$$

Werden nun anstatt der Ausgangsgeschwindigkeiten die mit f multiplizierten Geschwindigkeiten in Gleichung (2-50) eingesetzt, dann muss der Faktor f aus der Gleichung herausfallen, wenn sich die gleichen Radien ergeben sollen. Da der Faktor f im Zähler und im Nenner vor die Klammer geschrieben werden kann führt dies zu Gleichung (4-11):

$$R_f = \frac{B \cdot [f \cdot v_l + f \cdot v_r]}{2 \cdot [f \cdot v_r - f \cdot v_l]} = \frac{B \cdot f \cdot [v_l + v_r]}{2 \cdot f \cdot [v_r - v_l]} \quad (4-11)$$

Nach kürzen von Faktor f ergibt dies wieder Gleichung (2-50).

$$R_f = \frac{B \cdot [v_l + v_r]}{2 \cdot [v_r - v_l]} = R \quad (4-12)$$

Somit ist der Radius nur vom Verhältnis der Kettengeschwindigkeiten abhängig, wodurch sich die oben genannte Formel aus Kapitel 2.1.6 auf einen Parameter reduzieren lässt. Hierfür wird die Grundgeschwindigkeit einer Kette auf 1 normiert und die zweite Kette in Prozent P angegeben. Für die Berechnung der Radien folgt für die obige Gleichung:

Für Rechtskurven:

$$R = \frac{B \cdot \left[1 + \frac{P}{100}\right]}{2 \cdot \left[\frac{P}{100} - 1\right]} \quad (4-13)$$

Für Linkskurven:

$$R = \frac{B \cdot \left[\frac{P}{100} + 1\right]}{2 \cdot \left[1 - \frac{P}{100}\right]} \quad (4-14)$$

$R...$	Radius	$B...$	Abstand der Ketten
$P...$	Prozent, um welche die rechte Kette langsamer fahren soll		

Die resultierenden Radien der Raupe können nun mit einer Prozentangabe von 0 – 100 % gesteuert werden. 0% Prozent ergibt hierbei den kleinstmöglichen Radius der Raupe und 100 % entspricht einer Geradeausfahrt. Als weiteres Kriterium soll die Raupe, wie oben erwähnt, in Kurvenfahrten und Geradenfahrten dieselbe Geschwindigkeit beibehalten (im Weiteren als Grundgeschwindigkeit bezeichnet). Zu diesem Zweck wird nachfolgend ein Korrekturfaktor k hergeleitet, der die jeweiligen Kettengeschwindigkeiten entsprechend anpasst. Auf der Grundlage von (2-48) kann die schnellste Grundgeschwindigkeit v_{Grund} nur die Hälfte der maximalen Kettengeschwindigkeit v_{max} betragen, da sich die Grundgeschwindigkeit v_{Grund} aus dem Mittel der beiden Kettengeschwindigkeiten berechnet. Zur Berechnung des gesuchten Korrekturfaktors k ergibt sich daraus folgender Ansatz:

$$v_{Grund} = \frac{(v_{max}) \cdot k + \left(v_{max} \cdot \frac{P}{100}\right) \cdot k}{2} \quad (4-15)$$

Wird $v_{Grund} = \frac{1}{2}v_{max}$ in die Gleichung (4-15) eingesetzt ergibt sich:

$$\frac{1}{2}v_{max} = \frac{(v_{max}) \cdot k + \left(v_{max} \cdot \frac{P}{100}\right) \cdot k}{2} \quad (4-16)$$

Durch weitere Umformungen vereinfacht sich Gleichung (4-17) zu:

$$\frac{1}{2}v_{max} = v_{max} \cdot k \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(1 + \frac{P}{100}\right) \quad (4-17)$$

Durch kürzen von $\frac{1}{2}v_{max}$ erhält man:

$$1 = k \cdot \left(1 + \frac{P}{100}\right) \quad (4-18)$$

Nach k aufgelöst ergibt sich für den Korrekturfaktor:

$$k = \frac{1}{1 + \frac{P}{100}} \quad (4-19)$$

Für die Kettengeschwindigkeiten in Abhängigkeit der Prozentangaben ergeben sich für eine Rechtskurve mit einer Grundgeschwindigkeit v_{Grund} folgende Gleichungen:

$$\text{Geschwindigkeit rechte Kette: } v_r = v_{Grund} \cdot \frac{P}{100} \cdot k = v_{Grund} \cdot \frac{\frac{P}{100}}{1 + \frac{P}{100}} \quad (4-20)$$

$$\text{Geschwindigkeit linke Kette: } v_l = v_{Grund} \cdot k = v_{Grund} \cdot \frac{1}{1 + \frac{P}{100}} \quad (4-21)$$

Für die Implementierung im System wird die Grundgeschwindigkeit direkt durch eine bestimmte an die Potentiometer angelegte Grundspannung erzeugt. Der Grund hierfür ist, dass im Moment an der benutzten Raupe keine Kettengeschwindigkeiten direkt gemessen werden können. Das heißt die Kettengeschwindigkeiten selbst werden anhand der Spannung, welche an dem jeweiligen für die Kettengeschwindigkeit zuständigen Potentiometer anliegt, beeinflusst. Die prozentuale Berechnung bzw. Verteilung erfolgt wie in (4-20) und (4-21) beschrieben.

Für die genaue Beschreibung der Raupensteuerung muss zunächst die Funktionsweise der Fahrtenregler der Raupe erklärt werden. In Abbildung 91 wird der Zusammenhang zwischen dem Fahrtenregler und dem Potentiometer der Fernbedienung deutlich. Der Voltbereich des Potentiometers erstreckt sich von einer Minimalspannung bis zu einer Maximalspannung. Der Spannungsverlauf des hier benutzten Potentiometers ist linear. Aus der angelegten Spannung am Potentiometer wird ein Funksignal generiert und über einen Funkempfänger an den Fahrtenregler der Raupe weitergeleitet. Bei dem im System benutzten Fahrtenregler gibt es einen Nullbereich bei dem der angeschlossene Elektromotor keine Reaktion zeigt. Weiter gibt es einen Punkt mit einer Spannung $V_{0,v}$ (Nullpunkt Vorwärtsfahrt) bei dem sich der Elektromotor vorwärts bewegt und ebenso einen Punkt mit einer

Spannung $V_{0,r}$ (Nullpunkt Rückwärtsfahrt) bei dem sich der Elektromotor rückwärts bewegt. Des Weiteren gibt es in jede Fahrtrichtung einen Punkt ($V_{end,v}$, $V_{end,r}$) bei dem das Fahrzeug die maximale Geschwindigkeit erreicht. Der Spannungsverlauf der hier benutzten Fahrtenregler ist ebenfalls linear, sodass die angelegte Spannung des Potentiometers der Fernsteuerung direkt proportional an den Fahrtenregler übertragen wird. Die Anpassung hierfür wird vom Fahrtenregler automatisch während einer Kalibrierphase beim Einschalten der Fahrtenregler durchgeführt. Die Fernsteuerung muss dabei ebenfalls in Betrieb sein und die entsprechenden Potentiometer in Mittelstellung. Die Spannung der Mittelstellung wird im System bei einer Startphase gesetzt und beträgt 1,64 Volt. Die Bestimmung der Nullpunkte erfolgt empirisch durch Messung der jeweiligen Spannung am Potentiometer der Fernsteuerung. Diese wird von der Mittelstellung aus solange in Schritten um 0,01 Volt erhöht bzw. verkleinert bis sich die jeweilige Kette zu drehen beginnt. Der letzte Wert vor Bewegungsbeginn wird als der gesuchte Nullpunkt definiert.

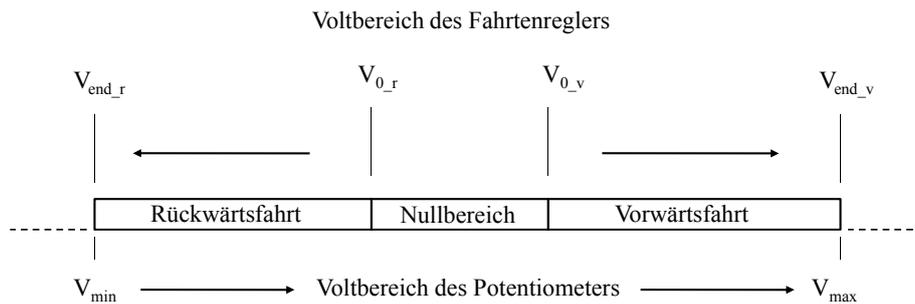


Abbildung 91: Voltbereich des Potentiometers der Fernsteuerung in Bezug auf den Voltbereich des Fahrtenreglers auf der Raupe

Die Nullpunkte für Vorwärts- und Rückwärtsfahrt werden bei der Berechnung der jeweiligen Spannung berücksichtigt, so dass die prozentuale Umrechnung für die Steuerung der Ketten folgendermaßen erweitert wird:

Rechtskurve:

$$\text{Spannung Potentiometer2 rechte Kette: } V_{rechts} = V_{0,v2} + (V_{Grund} - V_{0,v2}) \cdot \frac{\frac{P}{100}}{1 + \frac{P}{100}} \quad (4-22)$$

$$\text{Spannung Potentiometer1 linke Kette: } V_{links} = V_{0,v1} + (V_{Grund} - V_{0,v1}) \cdot \frac{1}{1 + \frac{P}{100}} \quad (4-23)$$

Linkskurve:

$$\text{Spannung Potentiometer2 rechte Kette: } V_{rechts} = V_{0,v2} + (V_{Grund} - V_{0,v2}) \cdot \frac{1}{1 + \frac{P}{100}} \quad (4-24)$$

$$\text{Spannung Potentiometer1 linke Kette: } V_{links} = V_{0,v1} + (V_{Grund} - V_{0,v1}) \cdot \frac{\frac{P}{100}}{1 + \frac{P}{100}} \quad (4-25)$$

$V_{0,v1} \dots$	Nullpunkt Fahrtenregler 1	$V_{Grund} \dots$	Angelegte Grundspannung
$V_{0,v2} \dots$	Nullpunkt Fahrtenregler 2		$(V_{Grund} > V_{0,v1}, V_{0,v2})$

Mit dem hier gezeigten Steueralgorithmus ist es nun möglich die Raupe mit nur einem Parameter zu steuern. Aus Gründen der programmiertechnischen Umsetzung im System wurde ein Wertebereich von 0 bis 200 gewählt. Dabei werden 3 Fälle unterschieden:

Fall 1: $P < 100$ entspricht einem Linksbogen

Fall 2: $P = 100$ entspricht einer Geradeausfahrt

Fall 3: $P > 100$ entspricht einem Rechtsbogen ($200 - P$)

Um bei Werten über 100 die dazugehörige Prozentangabe zwischen 0 und 100 % zu berechnen, wird der jeweilige Wert von 200 abgezogen. So wird es möglich, mit einem linearen Wertebereich von 0 bis 200, die Raupe ähnlich einem Lenkwinkel zu steuern. Dabei ergibt sich für null der kleinstmögliche Radius für Linksbögen und für 200 entsprechend, der kleinstmögliche Radius für

Rechtsbögen. Für die Kalibrierfunktion wird nun nicht, wie bei der Vorderradlenkung, die Angabe Volt und Lenkwinkel gegenübergestellt, sondern direkt Prozent und Radius. Dadurch entsteht das Problem, dass die Geradeausfahrt durch einen Radius = ∞ beschrieben wird. Um für den Simulator hier eine praktikable Kalibrierfunktion zu erhalten, werden die zu fahrenden Radien in Krümmung umgerechnet. Als Kalibrierfunktion erhält man dann eine Funktion, die Prozent in Abhängigkeit der Krümmung berechnet (vgl. Abbildung 92).

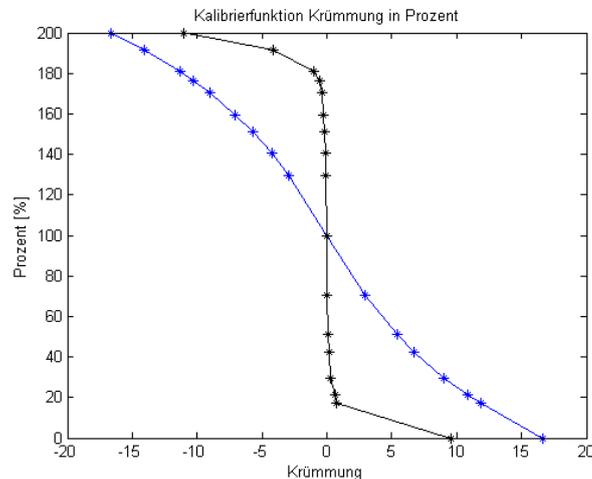


Abbildung 92: Theoretischer (blau) und tatsächlicher (schwarz) Verlauf der Kalibrierfunktion der eingesetzten Raupe

In Abbildung 92 wird eine Kalibrierfunktion mit tatsächlich gemessenen Werten (schwarz) der mit denselben Prozentwerten theoretisch berechneten Kalibrierfunktion (blau) gegenübergestellt. Wie gut zu erkennen ist, weichen diese beiden Funktionen stark voneinander ab, so dass die entsprechenden Kreisbögen nicht mit dem mathematischen Modell zurückgerechnet werden können. Des Weiteren konnte im Rahmen dieser Arbeit für die gemessenen realen Werte keine Funktion gefunden werden, die einen direkten Zusammenhang zwischen Prozent und Krümmung ohne größere Abweichungen zulässt. Die Abweichung der realen Werte haben verschiedene Gründe, die aber nicht allein auf den Schlupf zurückzuführen sind. Im anschließenden Kapitel werden hierzu genauere Angaben gemacht. Auf Grund der Tatsache, dass das mathematische Modell nicht mit dem hier verwendeten ferngesteuerten Raupenmodell zusammenpasst, wird nachfolgend eine empirische Lösung zur Berechnung der Kalibrierfunktion vorgeschlagen. Hierzu wird das Hermite-Interpolationsverfahren verwendet, wodurch eine sehr gute Annäherung an die Kalibrierfunktion möglich wird.

Prinzipiell lassen sich die meisten Funktionen durch Polynome annähern. Ein gängiges Verfahren ist hier die Polynomregression wie sie z.B. in NIEMEIER (2008) beschrieben wird. Ist ein Polynom gefunden, kann mit diesem jeder Wert einer Funktion berechnet werden. Man spricht dann von einer Polynom-Interpolation. Eine negative Eigenschaft dieser Polynome ist, dass sie bei höheren Ordnungszahlen eine Neigung zum Überschwingen haben (vgl. HERRMANN 2007). Das heißt, es entsteht kein glatter Kurvenverlauf durch die Punkte, die durch das Polynom angenähert werden sollen. Zur Vermeidung dieses Problems wurde diese Art der Interpolation erweitert. Als Beispiel sei zunächst auf das Interpolationsverfahren mit kubischen Splines verwiesen (vgl. HERRMANN 2007). Dabei werden alle Messpunkte als Stützpunkte zur Berechnung einzelner kubischer Polynome (Polynome vom Grad 3) herangezogen. Die kubischen Polynome werden hierbei für jedes Intervall (zwischen zwei Stützpunkten) neu berechnet. Um nun einen glatten Verlauf zu erhalten, werden Bedingungen eingeführt, die es einzuhalten gilt. In diesem Fall muss die Funktion an den jeweiligen Stützstellen zweimal stetig differenzierbar sein. Man spricht hier auch von einer $C(2)$ -Kontinuität. Durch starke Richtungswechsel und unterschiedliche Punktabstände kann auch die kubische Spline-Interpolation nicht immer einen glatten Verlauf der Kurve durch die Stützstellen garantieren. Abhilfe schafft hier die kubische Hermite-Interpolation (auch Hermite-Spline-Interpolation), die durch die Einführung der ersten Ableitung in die Berechnung der Polynomparameter an den jeweiligen Stützstellen einen glatteren Verlauf der Kurve erreicht. Es können hierbei auch Geraden- und Kurvenstücke mit glatten Übergängen zusammengesetzt werden (vgl. ENGELN-MÜLLGES ET

AL. 2005). In Abbildung 93 wird die Hermite-Interpolation der Spline-Interpolation zur Berechnung der Kalibrierparameter für die Raupensteuerung gegenübergestellt. Gerade an den Randbereichen kann eine Überschwingung der Spline-Interpolation (blau) erkannt werden. Die Hermite-Interpolation hingegen erreicht einen wesentlich glatteren Verlauf. Diese Interpolationsart soll nun im Weiteren kurz erläutert werden.

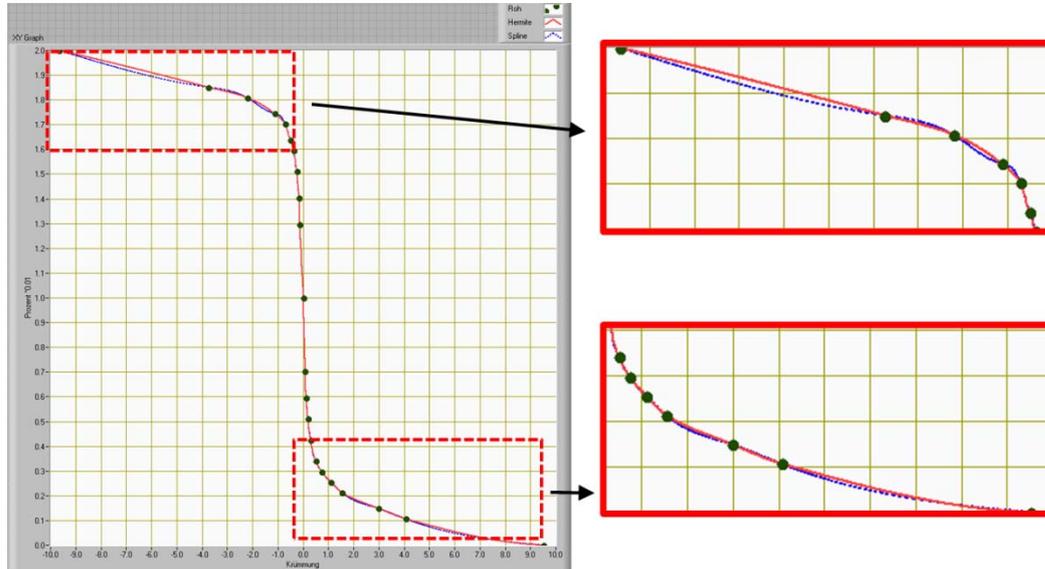


Abbildung 93: Kalibrierfunktion der Raupe im Vergleich von Hermite-Interpolation (rot) und Spline-Interpolation (blau)

Als Voraussetzung wird nach HERRMANN (2007) von einer fest vorgegebenen Stützstellenmenge ausgegangen:

$$x_0 < x_1 < \dots < x_N \quad (4-26)$$

Der Vektorraum gestaltet sich hierfür wie folgt, wobei N die Anzahl der Stützstellen repräsentiert:

$$S_1^3 := \{s \in C^1[x_0, x_N] : s|_{[x_0, x_N]} \in P_3, i = 0, \dots, N-1\} \quad (4-27)$$

In diesem Fall wird nur die stetige Differenzierbarkeit für die erste Ableitung gefordert (C^1). Die Aufstellung der zu interpolierenden kubischen Hermite-Interpolation entsteht nach HERRMANN (2007) aus folgendem Ansatz:

$$s(x) = \begin{cases} a_0 + b_0(x - x_0) + c_0(x - x_0)^2 + d_0(x - x_0)^3 & \text{für } x [x_0, x_1] \\ a_1 + b_1(x - x_1) + c_1(x - x_1)^2 + d_1(x - x_1)^3 & \text{für } x [x_0, x_1] \\ \vdots & \\ a_{N-1} + b_{N-1}(x - x_{N-1}) + c_{N-1}(x - x_{N-1})^2 + d_{N-1}(x - x_{N-1})^3 & \text{für } x [x_{N-1}, x_N] \end{cases} \quad (4-28)$$

Daraus ergibt sich direkt:

$$a_i = y_i, b_i = y_i^1, \text{ mit } i = 0, \dots, N-1 \quad (4-29)$$

Hierbei entspricht y_i^1 dem Wert der ersten Ableitung des Interpolations-Polynoms. Die Weiteren Koeffizienten c_i und d_i erhält man durch Lösen eines linearen Gleichungssystems, das sich wie folgt aufstellt:

$$\begin{aligned} c_i(x_{i+1} - x_i)^2 + d_i(x_{i+1} - x_i)^3 &= y_{i+1} - a_i - b_i(x_{i+1} - x_i) \\ 2c_i(x_{i+1} - x_i) + 3d_i(x_{i+1} - x_i)^2 &= y_{i+1}^1 - b_i \end{aligned} \quad (4-30)$$

Vertiefende Informationen zur Hermite-Interpolation findet man in HERRMANN (2007), ENGELN-MÜLLGES ET AL. (2005) und FRITSCH/CARLSON (1980). Hierbei werden auch Ansätze mit höheren Polynomen und weiteren Stetigkeitsbedingungen aufgeführt. Für die weiteren Berechnungen wird, wie

zuvor beschrieben, die Kubische-Hermite-Interpolation mit der ersten Stetigkeitsbedingung benutzt. Hierfür wird das in LabView™ angebotene Unterprogramm zur Hermite-Interpolation (Hermite Interpolation 1D) verwendet.

Durchführung der Lenkcalibrierung für die Fahrzeuge des Simulators

Zur Berechnung der Kalibrierfunktion und deren Parameter wird das Modul „Automatische Lenkcalibrierung“ verwendet. Das bereits in BEETZ/SCHWIEGER (2010) vorgestellte Modul wurde während dieser Arbeit erweitert, so dass für alle gezeigten Lenkmodelle aus Kapitel 2.1 eine automatische Lenkcalibrierung mit denen im Simulator benutzten Tachymetern durchgeführt werden kann. Der genaue Ablauf wird in Abbildung 94 aufgeführt.

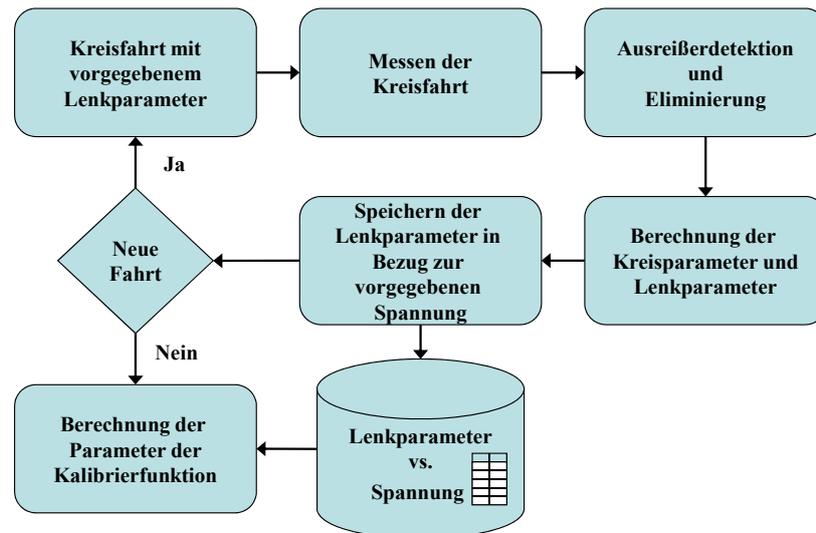


Abbildung 94: Ablauf des Moduls „Automatische Lenkcalibrierung“ (nach BEETZ/SCHWIEGER 2010)

Nach Einstellung der beschreibenden Parameter des jeweiligen Fahrzeugmodells (z.B. Achsabstand, Nullpunkte der Potentiometer usw.) werden die eigentlichen Messfahrten gestartet. Hierzu wird zunächst ein Lenkparameter in Form einer bestimmten Spannung (für die Lenkung des LKWs) oder Prozentzahl (Raupe) vorgegeben. Anschließend wird das Fahrzeug in Bewegung gesetzt und die Positionen des Fahrzeugs gemessen. Eine Änderung des jeweiligen Lenkparameters während der Fahrt ist nicht möglich, so dass eine Konsistenz des beeinflussenden Faktors gewährleistet ist. Um eine Radiusgenauigkeit von besser 1 cm zu erreichen, wird möglichst so lange gefahren, bis ein Zentriwinkel von 100 gon erreicht wird (vgl. BEETZ/SCHWIEGER 2010). Im nächsten Schritt wird die am Anfang dieses Kapitels beschriebene Ausreißerdetektion durchgeführt. Diese geschieht halbautomatisch und kann durch den Operator zu jedem Zeitpunkt beeinflusst werden. Eine Hilfestellung für die Bedienung geben hier zwei visuelle Anzeigen, die angezeigten Genauigkeiten der ausgeglichenen Kreisparameter und die Anzahl der gelöschten Punkte (vgl. Abbildung 95).

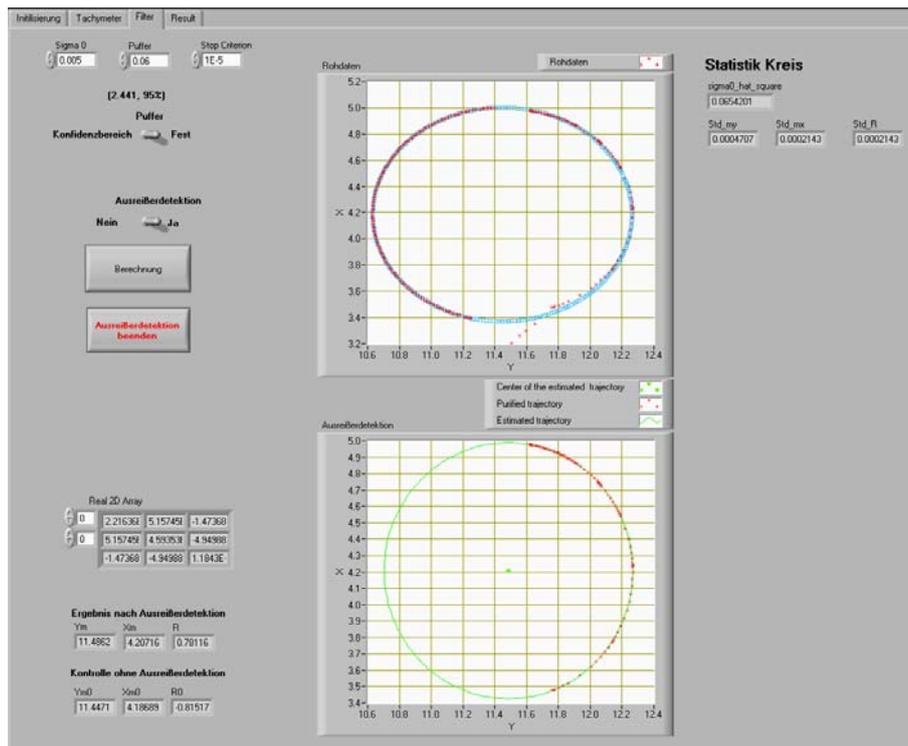


Abbildung 95: Menüpunkt „Ausreißerdetektion“

Nach Eliminierung der Ausreißer wird der endgültige Radius berechnet und in die jeweiligen Kalibrierparameter überführt. Beim LKW entspricht dies dem Lenkwinkel und bei der Raupe der Krümmung. Diese Parameter werden in Bezug zur vorgegebenen Spannung oder Prozentzahl abgespeichert. Im nächsten Schritt hat der Operator die Möglichkeit weitere Messfahrten durchzuführen oder in die Berechnung der Kalibrierfunktion zu gehen. Nach Beendigung der Messfahrten wird dem jeweiligen Modell die entsprechende Ausgleichsvariante bzw. Interpolationsmethode zur Berechnung der Kalibrierfunktion vorgegeben. Für den LKW ist dies eine Polynomregression für ein Polynom vom Grad 1. Als Information für den Operator werden die Residuen, die *RMS* der Residuen und das Bestimmtheitsmaß ausgegeben. Dadurch ist es möglich für jedes Residuum einen T-Test (vgl. NIEMEIER 2008), als Ausreißertest durchzuführen. Zur weiteren Anpassung der Kalibrierfunktion können einzelne Lenkwinkel, deren Residuum den T-Test nicht bestanden hat, gelöscht werden. Nach jedem Löschvorgang wird erneut eine Ausgleichung durchgeführt. Zusätzlich wird dies durch eine visuelle Anzeige unterstützt.

Für die Raupe wird entsprechend eine Polynomregression für ein Polynom höheren Grades angeboten. Der Polynomgrad kann hier so lange verändert werden bis ein bestangepasstes Polynom gefunden wurde. Auch hier werden für jede Ausgleichung die Residuen, die *RMS* der Residuen und das Bestimmtheitsmaß angegeben. Sollte die Polynomregression zu keinem Ergebnis führen, kann die zuvor beschriebene Hermite-Interpolation durchgeführt werden. Da die Messwerte hierbei als Stützstellen benutzt werden, können bei der Hermite-Interpolation keine Angaben bezüglich der Genauigkeit der Kalibrierfunktion gemacht werden. Auch hier besteht die Möglichkeit einzelne Stützstellen bzw. Krümmungen zu löschen. Während der Bearbeitung ist es jederzeit möglich, die Rohdaten erneut zu laden und den Vorgang zu wiederholen. Nachdem die Kalibrierfunktion gefunden wurde, wird diese in entsprechenden Kalibrier-Dateien abgespeichert. Diese enthalten die Polynomparameter, bzw. die Intervalle mit den entsprechenden Polynomparametern. Zusätzlich werden die Messdaten für die Berechnung der Kalibrierfunktion gespeichert. So ist es jederzeit möglich, den Kalibriervorgang nachzuvollziehen und gegebenenfalls zu wiederholen. Abbildung 96 zeigt die Bedienoberfläche für die Berechnung der Kalibrierfunktion.

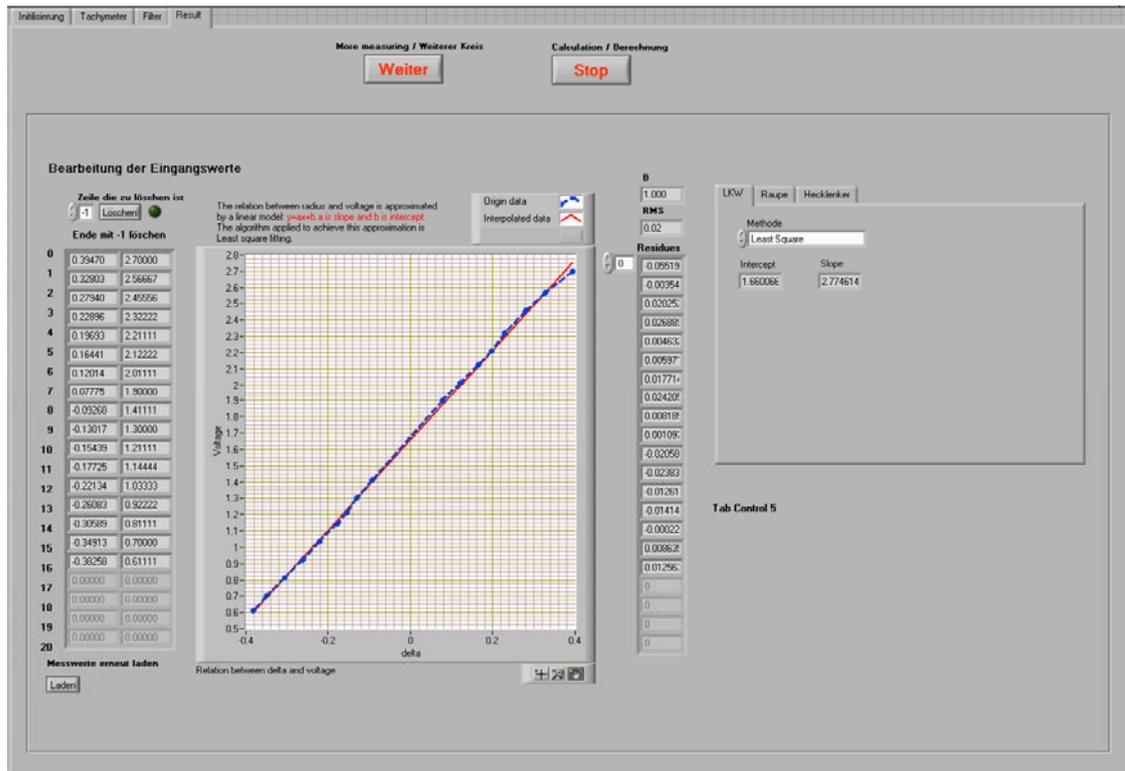


Abbildung 96: Menüpunkt „Berechnung der Kalibrierfunktion „

Ergebnisse

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Kalibrierung für die jeweiligen Fahrzeugmodelle aufgezeigt. Die gefundenen Parameter wurden mit dem Modul „Automatische Lenkkalibrierung“ bestimmt und werden für das jeweilige Fahrzeug in Kalibrier-Dateien vorgehalten. Im Steuermodul können diese vor jeder Messfahrt für das entsprechende Fahrzeug geladen werden. In Abbildung 97 werden die Kalibrierfunktionen für die Heck- bzw. Frontlenkung des LKWs gezeigt.

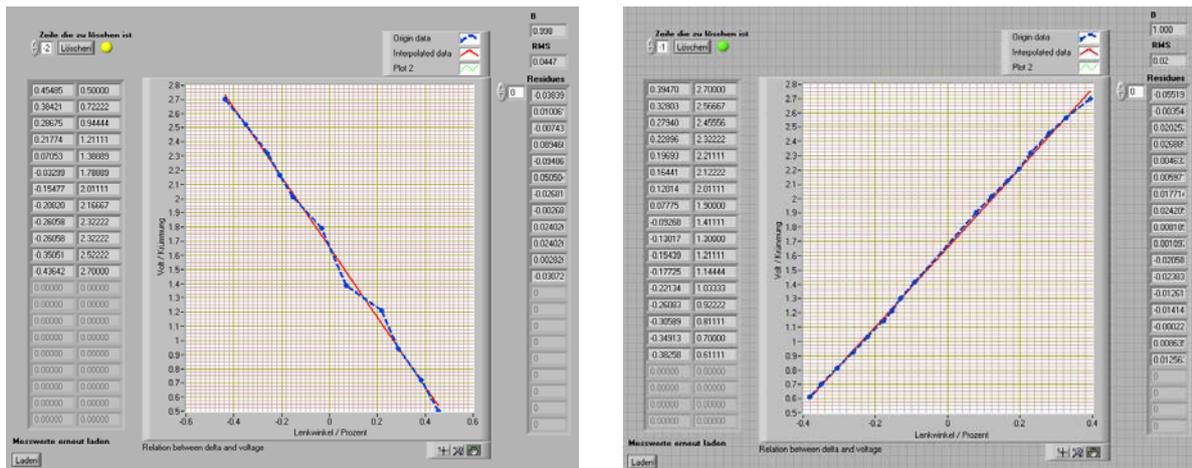


Abbildung 97: Kalibrierfunktion für Hecklenker (links) und Frontlenker (rechts)

Aus der Gleichung (4-8) ergeben sich für das Polynom vom Grad 1 für die Hecklenkung die Werte

$$a_0 = 1,6572 \text{ V} \quad a_1 = -2,45978 \frac{\text{V}}{\text{rad}}$$

und für die Frontlenkung,

$$a_0 = 1,6600 \text{ V} \quad a_1 = 2,77461 \cdot \frac{\text{V}}{\text{rad}}$$

a_0 ... Nullpunkt der Lenkung in Volt

a_1 ... Steigung der Kalibrierfunktion in Volt pro Radiant

Die erreichte Genauigkeit der über die Residuen berechneten *RMS* beträgt bei der Hecklenkung 0,04 Volt und bei der Frontlenkung 0,02 Volt (bei einer Wiederholgenauigkeit für a_0 von 0,006 V und für a_1 von 0,02 Volt/rad; vgl. BEETZ/SCHWIEGER 2010). Die größeren Abweichungen im Mittelteil der Regressionsgeraden in Abbildung 97 (links) werden durch den gewählten Maßstab überhöht dargestellt und verschlechtern das Ergebnis nicht signifikant. Die Änderung des Nullpunkts a_0 zwischen Heck- und Frontlenkung liegt im Rahmen der Messgenauigkeit der zuvor bestimmten *RMS*. Das Bestimmtheitsmaß bei der Funktion des Hecklenkers liegt bei 0,998 und beim Frontlenker bei 1,000.

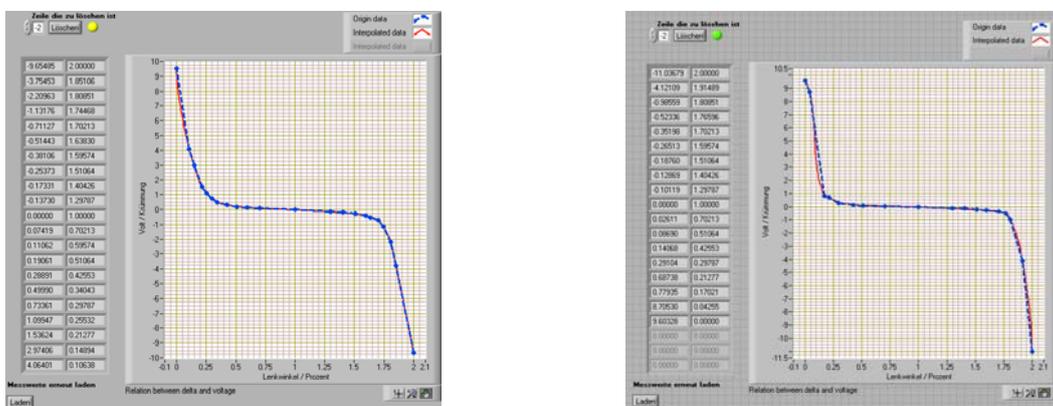


Abbildung 98: Kalibrierfunktion für Raupe mit Grundspannung 0,86 Volt (links) und 1,075 Volt (rechts)

Abbildung 98 zeigt die Kalibrierfunktion für die eingesetzte Raupe mit unterschiedlichen Grundspannungen. Die Grundspannungen wurden so gewählt, dass Grundgeschwindigkeiten von 6 cm/s bis 10 cm/s erreicht werden. Es ist zu erkennen, dass beide Funktionen einen ähnlichen Verlauf haben, jedoch nicht identisch sind. Das bedeutet, dass jede Kalibrierfunktion nur für die jeweilige Grundspannung bzw. Grundgeschwindigkeit eingesetzt werden kann. Wie bereits oben erwähnt, ist dieses Verhalten nicht allein auf den Schlupf zurückzuführen. Es hat sich bei den Messfahrten gezeigt, dass sich die langsamer drehende Kette von der schneller drehenden Kette zusätzlich antreiben lässt. Das bedeutet, dass dadurch der Radius vergrößert wird und das angesetzte mathematische Modell diese Bewegung nicht mehr richtig beschreibt. Dabei ist dieser Einfluss bei kleineren Grundgeschwindigkeiten größer als bei größeren. Da dieses Verhalten ausschließlich auf die Gummi-ketten des Raupen-Modells selbst und die verwendeten Elektromotoren zurückzuführen ist, wird hier von einer weiteren Untersuchung abgesehen. Durch Metallketten und entsprechend verbaute Getriebe ist bei realen Raupen ein anderes Bremsverhalten der Ketten zu erwarten. Aus diesem Grund sollte ein zukünftiges Raupen-Modell ebenfalls über Metallketten verfügen sowie über ein Getriebe, welches zu einem zufriedenstellenden und realitätsnahen Modellverhalten führt. Für die späteren Testfahrten mit dem hier benutzten Raupen-Modell werden nur die Geschwindigkeiten gefahren, mit denen die Kalibrierfunktion bestimmt wurde. In den unten aufgeführten Tabellen werden die Intervalle mit den jeweiligen Polynomkoeffizienten für die Rückrechnung von der zu fahrenden Krümmung in Prozent aufgeführt. Zur Bestimmung des jeweils richtigen Polynoms werden die Schwellwerte in der ersten Spalte verwendet. Obwohl für die Polynomparameter im Bereich sehr großer Radien zum Teil sehr große Werte für die Parameter a_2 und a_3 entstehen, ergibt sich eine sehr gute Anpassung.

Tabelle 40: Intervalle für Grundspannung 1,075 Volt

Krümmung	a0	a1	a2	a3
-9,6548	2,0000	-0,0234	-0,0004	0,0000
-3,7545	1,8511	-0,0266	0,0058	-0,0042
-2,2096	1,8085	-0,0384	-0,0214	0,0020
-1,1318	1,7447	-0,0777	0,0392	-0,2261
-0,7113	1,7021	-0,1647	-1,6355	4,1902
-0,5144	1,6383	-0,3215	0,8914	-6,5485
-0,3811	1,5957	-0,4331	-1,7940	-0,4240
-0,2537	1,5106	-0,9106	-2,8160	-28,7047
-0,1733	1,4043	-1,9206	-67,8718	1 087,4178
-0,1373	1,2979	-2,5789	11,3059	-60,6259
0,0000	1,0000	-2,9030	-39,3127	327,8848
0,0742	0,7021	-3,3218	-12,6960	650,9041
0,1106	0,5957	-1,6560	13,4782	-75,9700
0,1906	0,5106	-0,9580	-1,0709	20,4452
0,2889	0,4255	-0,5758	0,9195	-0,4848
0,4999	0,3404	-0,2525	0,4412	-0,5978
0,7336	0,2979	-0,1443	0,1256	-0,1343
1,0995	0,2553	-0,1063	-0,0328	0,1216
1,5362	0,2128	-0,0653	0,0208	-0,0043
2,9741	0,1489	-0,0323	0,0002	0,0002

Tabelle 41: Intervalle für Grundspannung 0,86 Volt

Krümmung	a0	a1	a2	a3
-11,0368	2,0000	0,0000	-0,0025	0,0001
-4,1211	1,9149	-0,0192	-0,0024	-0,0007
-0,9856	1,8085	-0,0560	-0,0034	-0,1615
-0,5234	1,7660	-0,1627	-1,0825	-0,8266
-0,3520	1,7021	-0,6065	-15,0239	91,0120
-0,2651	1,5957	-1,1566	5,1692	-56,8776
-0,1876	1,5106	-1,3807	-1,3582	-99,4076
-0,1287	1,4043	-2,5758	-109,9423	2287,9440
-0,1012	1,2979	-3,4325	32,8874	-277,2632
0,0000	1,0000	-5,2939	-701,0906	17881,2138
0,0261	0,7021	-5,3398	54,6568	-306,4858
0,0869	0,5106	-2,0925	11,1149	-30,3541
0,1407	0,4255	-1,1603	0,9977	7,1343
0,2910	0,2979	-0,3764	0,4038	0,0106
0,6874	0,2128	-0,0514	0,0089	-0,0006
8,7053	0,0426	-0,0326	-0,0299	0,0150

Ergebnis

Insgesamt konnte für alle zur Verfügung stehenden Fahrzeugmodelle eine Kalibrierfunktion gefunden werden. Durch die Automation kann die Kalibrierung mit dem Modell-LKW in 15 - 30 Minuten durchgeführt werden. Für die Raupe wird eine längere Kalibrierzeit von ca. 30 - 45 Minuten benötigt, da auf Grund der nicht-linearen Kalibrierfunktion mehr Kreise zur Bestimmung herangezogen werden müssen, als beim Modell-LKW. Insgesamt wird durch die automatische Lenkkalibrierung eine deutliche Vereinfachung des Kalibriervorgangs erreicht, was eine Kalibrierung vor jeder Messfahrt ermöglicht. In BEETZ/SCHWIEGER (2010) konnte gezeigt werden, dass sich die Spureinstellung der Lenkung beim Modell-LKW über die Zeit verändert und eine Verbesserung der Regelgüte erreicht werden kann, wenn eine Kalibrierung vor einer Messfahrt durchgeführt wird. Bei realen Baumaschinen muss dieses Problem gesondert untersucht werden.

4.2.6 Der Trajektoriengenerator

Zur Generierung neuer Trajektorien, ohne diese berechnen zu müssen, soll das letzte Modul des Systems vorgestellt werden. Es werden Daten einer beliebigen Fahrt aufgezeichnet, die später noch einmal abgefahren werden soll. Denkbar wäre dies zum Beispiel auf Baustellen zur autonomen Steuerung von LKWs, die immer den gleichen Weg fahren müssen. Man spricht hier auch von einem Teach-In-Prozess.

Das hier vorgestellte Modul soll nur den Nachweis erbringen, dass Teach-In-Prozesse auch mit diesem System grundsätzlich möglich sind. Eine Betrachtung auf ein besonders genaues Abfahren der beliebigen Trajektorie wird nicht durchgeführt. Zunächst werden die einzelnen Arbeitsschritte des Moduls beschrieben.

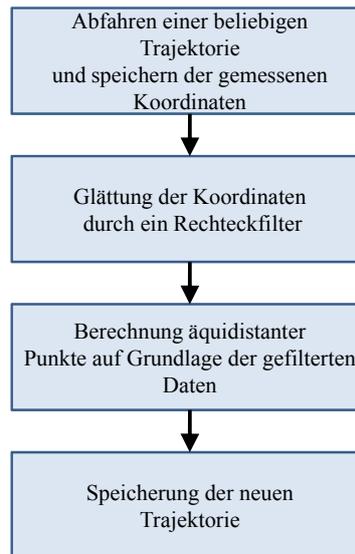


Abbildung 99: Ablauf der Trajektoriengenerierung

Der Ablauf der Trajektoriengenerierung wird in Abbildung 99 gezeigt. Im ersten Schritt werden Koordinaten der Trajektorie mit einem Tachymeter gemessen und im System aufgezeichnet. Das Fahrzeug wird dabei manuell gesteuert. Nach dem die gewünschte Trajektorie abgefahren wurde, wird ein einfaches Rechteckfilter zur Glättung der gemessenen Koordinaten verwendet. Die Länge des Rechteckfilters kann frei gewählt werden. Anschließend werden zwischen die geglätteten Koordinaten, Punkte in äquidistanten Abständen linear interpoliert. Um die Interpolation zu erleichtern, können am Anfang oder am Ende der aufgezeichneten Trajektorie, Punkte manuell gelöscht werden. Eine visuelle Überprüfung am Display ist dabei möglich. Die Berechnungsschritte der Glättung und der linearen Interpolation werden mit Standardprogrammen aus LabView™ umgesetzt. Nach der erfolgreichen Interpolation wird die äquidistante Punktfolge abgespeichert. Die abgespeicherte Trajektorie kann zum Nachfahren im Steuermodul wieder eingelesen werden. In Abbildung 100 wird ein Beispiel einer aufgezeichneten Trajektorie dargestellt. Zur Verdeutlichung wurden Teile der Trajektorie vergrößert (schwarzes Rechtecke). In den drei Bildern erkennt man die sehr dichte Punktfolge der gemessenen Positionen (rot). In den Bildern zwei und drei wird die geglättete äquidistante Punktfolge (blau) zusammen mit den Rohdaten gezeigt. Die Punktreduzierung ist deutlich zu erkennen.

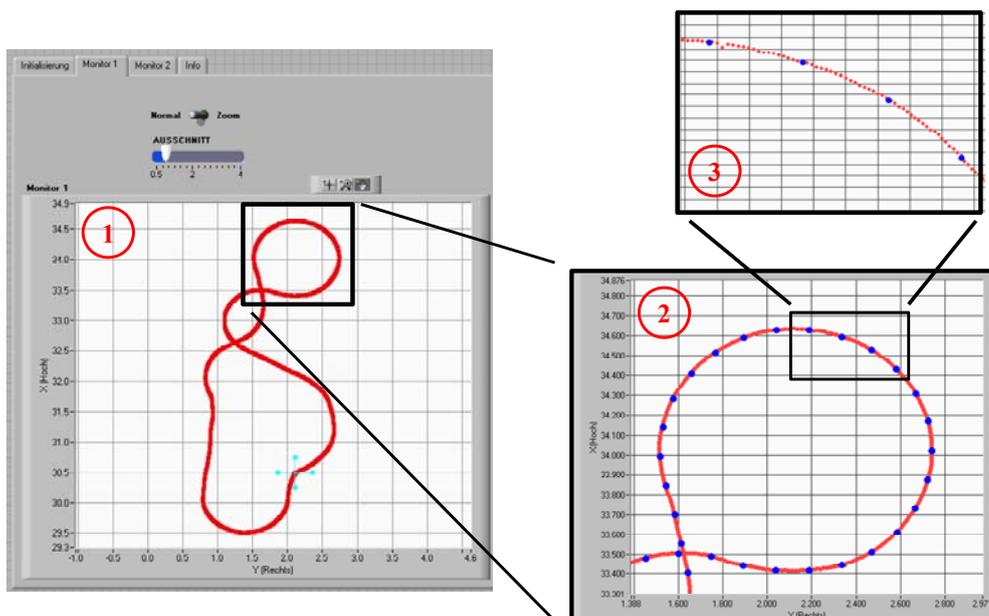


Abbildung 100: Aufzeichnung der Rohdaten (1) und Berechnung der äquidistanten Abstände (2,3)

5 Steuern und Regeln von Fahrzeugmodellen im Baumaschinensimulator

Zur Untersuchung des Simulatorsystems in Echtzeit werden unterschiedliche Testszenarien durchgeführt. In diesem Kapitel werden die Ergebnisse der praktisch durchgeführten Messfahrten dargelegt. Im ersten Schritt sollen die drei vorgestellten Tachymeter aus Kapitel 3.4.2 im Simulatorsystem getestet werden. Die daraus gewonnenen Ergebnisse werden in weiteren Testfahrten zur Überprüfung der implementierten Fahrzeugmodelle genutzt. Hierbei werden die zwei neu implementierten Fahrzeugmodelle der Raupe und des Hecklenkers auf Tauglichkeit im Simulator überprüft. Am Ende des Kapitels werden die Ergebnisse eines Vergleichs der beiden Kalman-Filter-Varianten aus Kapitel 2.3.2 aufgeführt.

5.1 Messfahrten zur Bestimmung von Messgenauigkeit und Regelgüte

Im Simulatorsystem wird die Regelgenauigkeit aus dem *RMS* (Root Mean Square) der berechneten Querabweichungen berechnet. Da die Querabweichung neben der Regelabweichung auch abhängig von der Messgenauigkeit der gemessenen Koordinaten ist, sind Messgenauigkeit und Regelgenauigkeit in dem *RMS* enthalten. Eine Trennung der beiden Genauigkeitskomponenten wurde bisher nur in GLÄSER (2007) versucht. Dabei wurden die gemessenen Koordinaten der Fahrzeugtrajektorie mit einem Rechteckfilter zunächst geglättet. Anschließend wurden die Querabweichungen der gemessenen Koordinaten auf die geglättete Trajektorie berechnet und daraus eine Standardabweichung berechnet. Dadurch war eine Abspaltung des Regelanteils von dem stochastischen Anteil der Tachymetermessung bedingt möglich. Eine genaue Abspaltung der Messgenauigkeit ist jedoch nur möglich, wenn die Abweichung der gemessenen Koordinaten von der tatsächlich gefahrenen Trajektorie des LKWs berechnet werden können. Bisher konnte dieses Problem noch nicht gelöst werden. Für die nun folgenden Testfahrten wurde die Trajektorie des LKWs, zusätzlich mit einem Leica Laser-Tracker AT901 aufgezeichnet. Dieser ist in der Lage bewegte Objekte mit einer Genauigkeit von mindestens 50 μm zu erfassen (Annahme ist hier eine Bohrroboteranwendung Messabstand ca. 6 m mit einer 3-Sigma Unsicherheit, vgl. LEICA 2011c). Zur Überprüfung der kinematischen Positionsgenauigkeit der eingesetzten Tachymeter reicht dies in jedem Fall aus, da für die Tachymeter keine höhere Positionsgenauigkeit als 1 mm zu erwarten ist. Für die Testfahrten selbst wird der Modell-LKW ausgewählt, da dieser das stabilste Verhalten bei vorausgegangen Testfahrten aufwies. Aus logistischen Gründen konnten die nachfolgenden Testmessungen nur an einem Tag stattfinden. Weitere Messungen waren während dieser Arbeit nicht möglich. Prinzipiell sollte bei dieser Untersuchung der Nachweis erbracht werden, dass so das oben angeführte Problem (Trennung von Mess- und Regelgenauigkeit) gelöst wird. Des Weiteren wird gezeigt, bis zu welchem Wert die Regelgenauigkeit statistisch belegt berechnet werden kann. Nachfolgend wird der Aufbau des Testszenarios erklärt. Anschließend werden der Ablauf der Messung und der Auswertung beschrieben. Am Ende werden die erzielten Ergebnisse präsentiert.

5.1.1 Beschreibung des Testaufbaus

Damit Tachymeter und Laser-Tracker eine identische Trajektorie messen, müssen die Reflektoren des Tachymeters und des Trackers zentrisch übereinander angebracht werden. Da für den verwendeten Laser-Tracker kein 360°-Reflektor angeboten wird und die gesamte Trajektorie aufgezeichnet werden soll, bleibt nur die Möglichkeit die Fahrzeugtrajektorie mit dem Laser-Tracker von oben auf das Fahrzeug zu messen. Dabei muss gewährleistet sein, dass der einfallende Laserstrahl in den Tracker-Reflektor nicht unterbrochen wird. Um mit dem Laser-Tracker die zuvor genannte Genauigkeit zu erreichen, muss dieser mit einem dafür vorgesehenen Reflektor verwendet werden. Leica bietet hierfür verschiedene Corner Cube Reflektoren (CCR) an. Das Problem des CCRs ist jedoch, dass dieser nur einen Einfallswinkel von $\pm 30^\circ$ besitzt. Das heißt, dass bei der Blickrichtung des CCRs zum Laser-Tracker ein Öffnungswinkel von 60° eingehalten werden muss, damit eine Messung erfolgen kann. Alternativ gibt es das so genannte „CatEye“, das einen Öffnungswinkel von $\pm 60^\circ$ aufweist. Neben der

schlechteren Zentriergenauigkeit, was hier jedoch eine untergeordnete Rolle spielen würde, ist dieser Reflektor über 700 g schwer, was einen Aufbau auf dem verwendeten Modell-LKW nahezu unmöglich macht. Aus diesem Grund wurde eine Anordnung gewählt, bei der der Laser-Tracker den Modell-LKW von oben beobachten konnte. Die Messungen wurden aus diesem Grund im Foyer des Gebäudes der Keplerstraße 17 in Stuttgart durchgeführt. Durch die offene Bauweise des Foyers kann sowohl vom 1. Stock auf das darunterliegende Stockwerk geschaut werden und gleichzeitig ist im unteren Stockwerk ausreichend Platz für den Versuchsaufbau der Tachymeter vorhanden. Durch die örtlichen Gegebenheiten ergibt sich eine Aufbauhöhe des Laser-Trackers von ca. 5,40 m über dem Modell-LKW. Dadurch kann eine Fläche von ca. 5 x 5 m von dem Laser-Tracker mit dem verwendeten CCR kinematisch gemessen werden. Das CCR wird dabei so ausgerichtet, dass die Öffnung des CCR in Richtung Zenit zeigt und die Schnittkante horizontal zur Stehachse verläuft (vgl. Prinzipskizze Abbildung 101). Durch eine spezielle Adaption kann die Halterung des CCR zentrisch auf den 360°-Reflektor aufgeschraubt werden, wodurch die Mittelachse des CCR und des 360°-Reflektors im Rahmen der Fertigungstoleranz um maximal 0,1 mm abweichen. Eine zusätzliche Abschirmung zwischen CCR und 360°-Reflektor ist nötig, damit der Laser-Tracker während der Messung nicht den 360°-Reflektor anzielt. Abbildung 101 zeigt den Aufbau des CCR über dem 360°-Reflektor und den Messaufbau des Laser-Trackers. Der Abstand zwischen Mitte CCR und Mitte 360°-Reflektor beträgt ca. 10 cm. Somit darf der Aufbau bzw. der Modell-LKW nicht mehr als 0,5° wanken, wenn eine Zentriergenauigkeit von unter einem Millimeter garantiert werden soll. Um das Wanken des Fahrzeugs zu minimieren, wurde zusätzlich ein Holzboden verlegt, der Unebenheiten des vorhandenen Fußbodens ausglich.

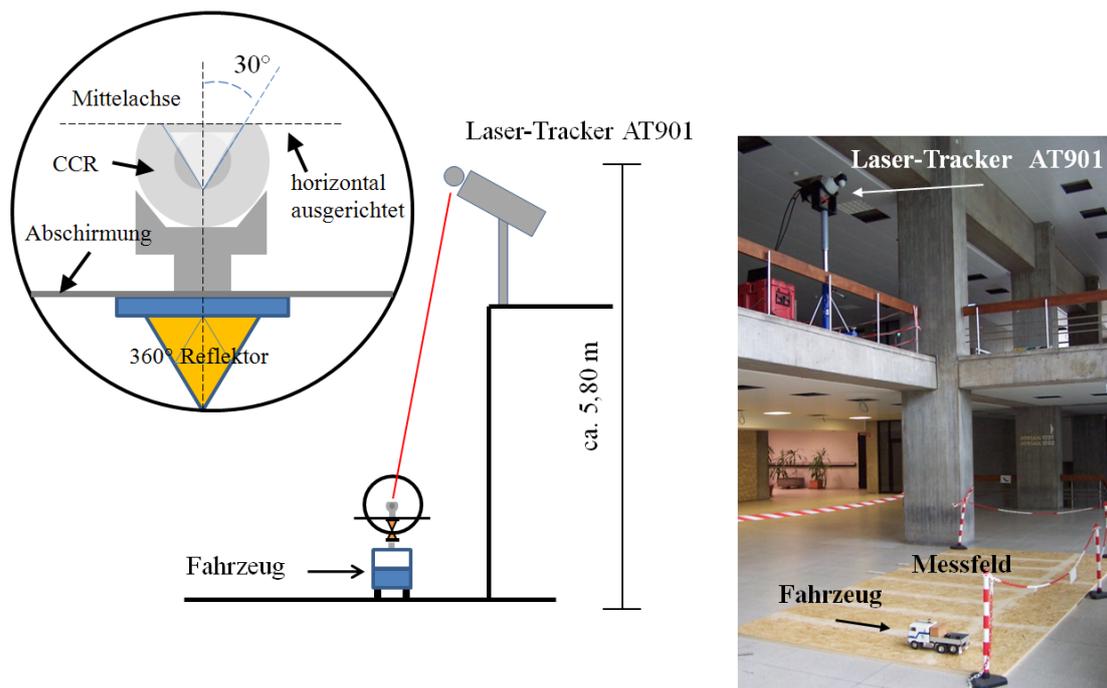


Abbildung 101: Aufbau der Reflektoren und Standpunkt Laser-Tracker AT901 im Foyer

Die Standpunkte für die Tachymeter werden in Verlängerung der Mittelachse der Soll-Trajektorie gewählt (vgl. Abbildung 102). Dabei betragen die Messweiten des ersten Standpunkts zwischen 15 und 19 m und die Zielweiten des zweiten Standpunkts zwischen 5 und 9 m. Der erste Standpunkt wird für die Überprüfung der Tachymeter zusammen mit den größeren 360°-Reflektoren gewählt, damit die Voraussetzungen für die Tachymeter in etwa gleich sind (vgl. Kapitel 3.4.2). Die Zielweiten des zweiten Standpunkts entsprechen den Zielweiten für den Messkeller. Hier sollte das GRZ101 zusammen mit Leica TCRP 1201 untersucht werden, um frühere Messungen mit dem Simulator zu verifizieren. In Abbildung 102 wird zusätzlich der Aufbau der Prismen am Testfahrzeug gezeigt. Da zum Zeitpunkt dieser Messfahrten ein dynamischer vorgezogener Berechnungspunkt (VBP) noch nicht im Simulatorsystem implementiert war, wird der in Kapitel 3.1.6 vorgestellte statische VBP eingesetzt. Der Reflektor wird zur Kompensation der Totzeit, wie in SU (2009) bestimmt, 1 cm vor dem geometrischen Zentrum eingebaut (VBP).

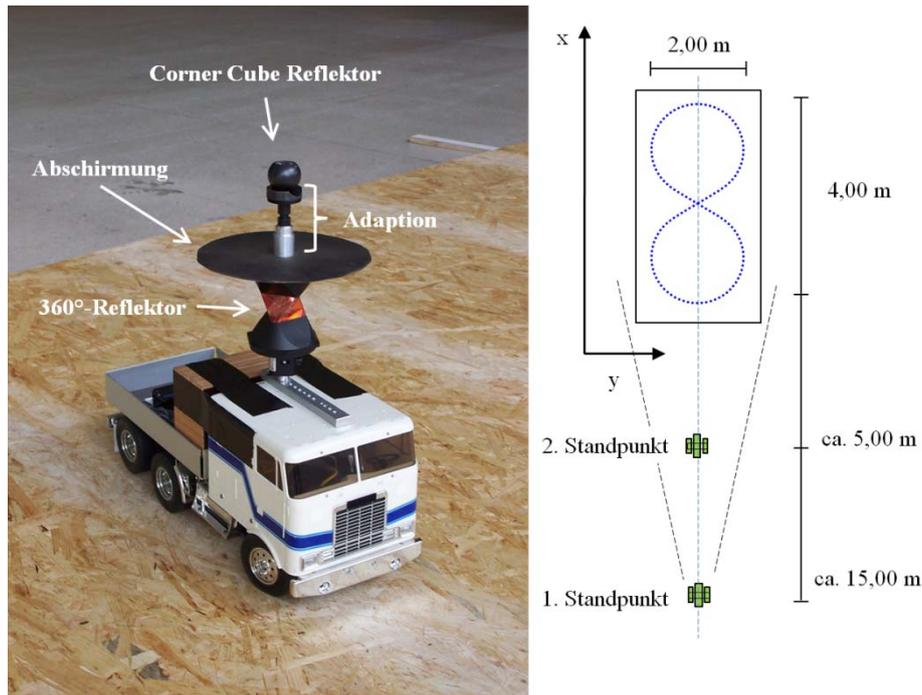


Abbildung 102: Aufbau am Fahrzeug (links) und Tachymeterstandpunkte (rechts)
(geodätisch orientiertes Koordinatensystem, Skizze ohne Maßstab)

5.1.2 Durchführung der Messung

Wie bereits erwähnt, wird zur beschriebenen Messung der Modell-LKW herangezogen. Dieser wird unter Verwendung eines P und eines PID-Reglers auf einer Soll-Trajektorie in Form einer Acht geführt. Der PID-Regler wird gewählt, da mit diesem bisher die besten Ergebnisse erzielt wurden. Der P-Regler wird gewählt, da dieser für eventuell notwendige Anpassungen während der Messfahrt schneller eingestellt werden kann. Dies ist z.B. bei schnelleren Fahrten notwendig, da hier das Regelsystem schnell instabil wird. Die Acht wird aus dem Grund gewählt, da damit der gesamte Dynamikbereich des LKWs ausgeschöpft wird. Es wird immer von einer langen Rechtskurve in eine lange Linkskurve gewechselt. Bei den Testfahrten werden alle drei Tachymeter auf die erreichbare Messgenauigkeit im Regelkreis unter verschiedenen Bedingungen untersucht. Dabei soll auch festgestellt werden, bis zu welcher Regelgenauigkeitsangabe das jeweilige Tachymeter einen statistisch gestützten Wert liefert. Hierfür muss der Anteil der Regelgenauigkeit vom Anteil der Messgenauigkeit des Tachymeters getrennt betrachtet werden. Bisherige Angaben zur Regelgüte bzgl. des hier vorgestellten Simulators beinhalteten immer beide Anteile, so dass die Regelgüte nie exakt bestimmt werden konnte. Durch die gleichzeitige Messung des Modell-LKWs mit dem Laser-Tracker kann jetzt eine Referenzmessung durchgeführt werden, durch die ein exakter Wert für die Regelgüte bestimmt werden kann. Ebenso kann durch die Referenzmessung des Laser-Trackers die Messgenauigkeit des Tachymeters im Regelprozess berechnet werden. Diese wird durch die Berechnung eines *RMS* aus den Querabweichungen der Tachymetermessungen zur Referenzmessung des Laser-Trackers bestimmt. Des Weiteren wird untersucht, inwieweit der Einsatz eines Kalman-Filters zur Verbesserung der Regelgüte beiträgt. Für die Untersuchungen werden drei unterschiedliche Szenarien gewählt. Bei den ersten beiden Szenarien werden für jede Testfahrt vier Runden mit einer Geschwindigkeit von 10 cm/s gefahren. Dies entspricht in etwa der mittleren Einbaugeschwindigkeit eines Asphaltfertigers. Die Regler werden für diese Geschwindigkeit optimiert. Im dritten Szenario werden die Tachymeter in einem höheren Dynamikbereich untersucht. Die Geschwindigkeit beträgt hier 30 cm/s, was in etwa dem Doppelten der maximalen Einbaugeschwindigkeit eines Asphaltfertigers entspricht. Die durchgeführten Szenarien werden im Folgenden zusammengefasst aufgeführt:

- Szenario 1: Regelgenauigkeit eines PID-Reglers mit und ohne Kalman-Filter bzgl. aller drei Tachymeter (Standpunkt),
- Szenario 2: Untersuchung der MGUIDE-Schnittstelle mit kurzer Zielweite (Messkeller) unter Verwendung eines PID-Reglers mit und ohne Kalman-Filter (2. Standpunkt),
- Szenario 3: Regelgenauigkeit eines P-Reglers bei einer Fahrt von 30 cm/s (1. Standpunkt).
Vergleich zwischen Leica TCRP 1201 (8 - 10Hz) und Trimble[®] SPS930 (20 Hz).

Zur Vermeidung zusätzlicher systematischer Effekte durch ein statisches Festpunktfeld um das Messfeld, wird auf ein solches verzichtet. Der Standpunkt des Tachymeters wird vorher zur Lage der Soll-Trajektorie lokal festgelegt. Dabei wird das Tachymeter durch setzen der Nullrichtung in Richtung der Mittelachse der Trajektorie ausgerichtet und die Standpunktkoordinaten manuell eingegeben. Der Hochwert wird um die Länge der kürzesten Zielweite (z.B. 15 m) zur Soll-Trajektorie reduziert und der Rechtswert entspricht einer Addition der halben Breite der Soll-Trajektorie (1 m) zum kleinsten Rechtswert derselben (vgl. Abbildung 102).

Da eine Synchronisation der Messwerte zwischen Laser-Tracker und den jeweiligen Tachymeter nur mit sehr hohem Aufwand möglich ist, wurde sich darauf beschränkt, einen rein geometrischen Vergleich der Trajektorien durchzuführen. Für die Bestimmung der Regelgüte reicht dies aus. Ein direkter Vergleich der Messwerte zwischen Tracker und Tachymeter ist so nicht möglich, dies steht jedoch nicht im Vordergrund der Untersuchung. Zur Überführung des Koordinatensystems des Laser-Trackers in das Koordinatensystem der Tachymeter werden vor jeder Fahrt an sechs Positionen auf der Trajektorie identische Punkte gemessen. Da für jeden Standpunkt mindestens zwei Fahrten gemacht werden, ergeben sich für jeden Standpunkt mindestens 12 identische Punkte, die für eine 7-Parameter-Transformation herangezogen werden können. Der Ablauf der Initialisierung ist in Abbildung 103 dargestellt. Für die Transformation wird der Punkt 1 als erstes gemessen, danach alle anderen Punkte. Die Messung erfolgt immer nach dem gleichen Schema. Das Fahrzeug wird zu jedem einzelnen Punkt bewegt und dort für mindestens 10 Sekunden angehalten. Während dieser Zeit wird eine Dauermessung des Tachymeters auf das 360°-Prisma ausgeführt, sodass eine hohe Anzahl an Positionen gemessen wird. Der Laser-Tracker misst den gleichen Standpunkt auf den CCR, jedoch nur einmal, da hier keine große Streuung der Messwerte zu erwarten ist. Durch die anschließende Mittelbildung der gemessenen Tachymeter-Koordinaten wird eine Punktgenauigkeit von 1 - 2 mm für den jeweiligen Punkt im Koordinatensystem des Tachymeters erreicht.

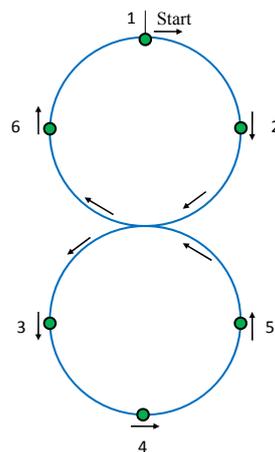


Abbildung 103: Verteilung und Reihenfolge der Messung der Passpunkte

Anschließend wird die eigentliche Messfahrt durchgeführt. Jede Runde beginnt an Punkt 1. Nach vier Runden wird die Messfahrt am selben Punkt beendet. Die Abtastrate des Laser-Trackers wird, zur Einhaltung des Abtasttheorems², bei der Messung doppelt so hoch gesetzt, wie die jeweilige Abtastrate des Tachymeters. Dies wurde für die spätere Berechnung der Querabweichungen der Tachymeter-Trajektorie auf die Tracker-Trajektorie durchgeführt, um Näherungsfehler möglichst klein zu halten.

² Die Abtastfrequenz f_a muss doppelt so groß sein wie die Signalfrequenz f_s , da sonst ein sogenannter Aliaseffekt auftreten kann. Dabei wird ein anderes Signal erfasst, als in der Realität auftritt. (vgl. WEICHERT/WÜLKER 2000).

5.1.3 Beschreibung der Auswertung

Für den Vergleich der Laser-Tracker-Koordinaten und den Tachymetermessungen muss das Koordinatensystem des Laser-Trackers in das Koordinatensystem des Tachymeters überführt werden. Um eine möglichst genaue Transformation beider Systeme zu gewährleisten, wird im ersten Schritt eine 7-Parameter-Transformation mit einem Gauß-Helmert-Modell (vgl. Niemeier 2008) berechnet. Hierfür werden mittels der gemittelten Tachymeter-Koordinaten und den Tracker-Koordinaten der identischen Punkte, die Transformationen mit dem Open Source Programm JAG3D (vgl. LÖSLER 2011) durchgeführt. Die Standardabweichung der transformierten Punkte liegt dabei durchgehend unter 1,3 mm. Im nächsten Schritt werden die Querabweichungen der transformierten Tracker-Koordinaten auf die Soll-Trajektorie und die Tachymeter-Koordinaten auf die Laser-Tracker-Trajektorie berechnet. Die Querabweichungen der Tachymeter-Koordinaten zur Soll-Trajektorie werden während der Messfahrt abgespeichert. Für die Berechnung der Querabweichungen der Tracker-Daten werden dieselben Sub-Module wie im Simulatorsystem verwendet. Der nach BEETZ (2003) zu erwartende Näherungsfehler für die Querabweichungsberechnung im Klothoidenbereich beträgt 0,1 mm. Für die Berechnung der Tachymeter-Koordinaten auf die Tracker-Trajektorie, welche äquidistante Punktabstände von 2,5 mm (bei SPS930) und 5 mm (bei Leica Tachymetern) besitzen, wird der Näherungsfehler auf Grund des Punktabstandes deutlich niedriger. Somit ist auch bei der Berechnung der Querabweichung die Genauigkeit von 1 mm garantiert. Nach der Berechnung der jeweiligen Abstände werden die einzelnen Runden jeder Messfahrt selektiert und die *RMS* für die einzelnen Trajektorien-Elemente und für die gesamte Runde berechnet. Dabei wird die erste Runde auf Grund von Einschwingvorgängen des Reglers beim Anfahren des Systems eliminiert. In Abbildung 104 wird der Ablauf der Auswertung dargestellt.

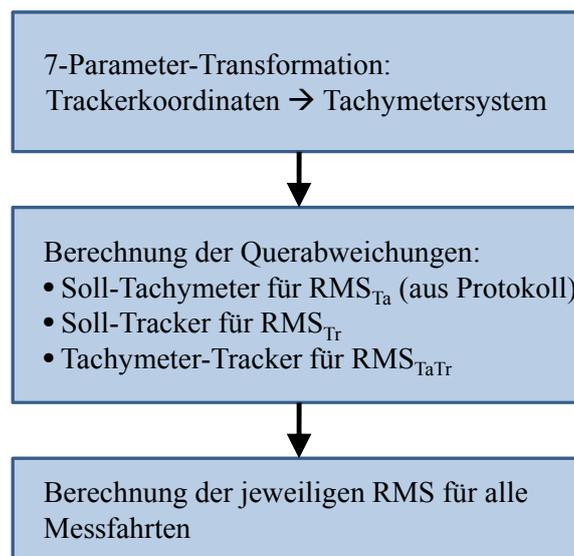


Abbildung 104: Auswertung der Messfahrten

5.1.4 Ergebnisse

Szenario 1

Im ersten Szenario werden die Tachymeter hinsichtlich ihrer erreichbaren Regelgüte im Regelkreis untersucht. Die Reglereinstellungen waren dabei konstant bei $K_p = 12$, $T_n = 0,5$ min und $T_v = 0,001$ min eingestellt. Die Geschwindigkeit wurde am Anfang der Fahrt auf 10 cm/s eingestellt und nicht mehr verändert. In Tabelle 42 sind die erreichten Genauigkeiten, d.h. die berechneten *RMS* gegenübergestellt, wobei sich diese immer auf die gesamte Messfahrt (3 Runden) beziehen. Der *RMS* in der Tabelle wird für jedes einzelne Trajektorien-Element, als auch der *RMS* der Gesamt-Trajektorie aufgeführt. Die Gesamt-Trajektorie wird dick hervorgehoben. Für die Untersuchung werden drei *RMS* bestimmt. Einmal der RMS_{Ta} aus den Querabweichungen der Soll-Trajektorie und den Tachymeter-Koordinaten. Dieser beinhaltet die Regelgenauigkeit und Messgenauigkeit. Der zweite RMS_{Tr}

berechnet sich aus den Querabweichungen zwischen Laser-Tracker-Koordinaten und Soll-Trajektorie. Dieser repräsentiert die Regelgüte ohne den Einfluss der Messgenauigkeit des Tachymeters. Der dritte RMS_{TaTr} wird aus den Querabweichungen der Tachymeter-Koordinaten zu der Trajektorie der Laser-Tracker-Koordinaten bestimmt. Dieser RMS_{TaTr} gibt die eigentliche Messgenauigkeit wieder. In der Untersuchung soll festgestellt werden inwieweit die Messgenauigkeit einen Einfluss auf die zu bestimmende Regelgenauigkeit hat. Aufgeführt sind die Ergebnisse nur bis zur dritten Nachkommastelle, da die Genauigkeit für die Referenzkoordinaten auf Grund der systematischen Einflüsse auf höchstens 1 mm garantiert werden kann.

Auf den ersten Blick ergibt sich für das Trimble® SPS930 das beste Ergebnis. Die Regelgenauigkeit RMS_{Tr} ergibt mit und ohne Kalman-Filter 2 mm. Bei der Messgenauigkeit RMS_{TaTr} kann das Tachymeter durch Verwendung des Kalman-Filters auf 1 mm verbessert werden. Die Leica Tachymeter liegen nur geringfügig zurück, wobei der mit den Tachymeter-Koordinaten bestimmte RMS_{Ta} um 1 mm besser ist, als der RMS_{Tr} , der als Referenz dient. Der Grund hierfür wird im nachfolgenden Absatz erklärt. Eine Verbesserung der Regelgüte RMS_{Tr} unter Verwendung des Kalman-Filters kann beim TS30 festgestellt werden. Dieses Tachymeter schneidet ohne Verwendung des Kalman-Filters geringfügig schlechter ab, als das TCRP 1201. Dies hängt damit zusammen, dass das TCRP 1201 für kinematische Messungen besser konzipiert ist, als das neuere TS30. Nichts desto trotz entsprechen die Ergebnisse des TS30 unter Verwendung der MGUIDE den in der Spezifikation angegebenen Werten. Das SPS930 hat unter den vorgegebenen Rahmenbedingungen eine deutlich bessere Positionsgenauigkeit, als die Herstellerangaben von 1 cm. Das Gleiche trifft für das Leica TCRP 1201 zu.

Tabelle 42: Vergleich der im Simulatorsystem verwendeten Tachymeter

TCRP 1201_MGUIDE_PID	Kalman-Filter [m]				ohne Kalman-Filter [m]			
(8 - 10 Hz)	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt
RMS_{Ta} (Regel. +Mess.)	0,003	0,003	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002
RMS_{Tr} (Regel.)	0,003	0,003	0,003	0,003	0,003	0,002	0,003	0,003
RMS_{TaTr} (Mess.)	0,003	0,003	0,002	0,003	0,002	0,003	0,003	0,003

SPS930_20Hz_PID	Kalman-Filter [m]				ohne Kalman-Filter [m]			
(20 Hz)	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt
RMS_{Ta} (Regel. +Mess.)	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002
RMS_{Tr} (Regel.)	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002
RMS_{TaTr} (Mess.)	0,002	0,001	0,001	0,001	0,003	0,002	0,002	0,002

TS30_MGUIDE_PID	Kalman-Filter [m]				ohne Kalman-Filter [m]			
(8 - 10 Hz)	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt
RMS_{Ta} (Regel. +Mess.)	0,002	0,003	0,002	0,002	0,004	0,004	0,003	0,003
RMS_{Tr} (Regel.)	0,004	0,004	0,002	0,003	0,005	0,005	0,003	0,004
RMS_{TaTr} (Mess.)	0,004	0,004	0,002	0,003	0,004	0,004	0,002	0,003

Eine Erklärung für die besseren Regelgenauigkeiten (RMS_{Ta}) der Leica Tachymeter im Vergleich zur Referenz (RMS_{Tr}) lässt sich mit den Systematiken der 360°-Reflektoren geben. Hierzu soll zunächst der Weg und die Ausrichtung des Reflektors während der Fahrt in Abbildung 105 erklärt werden.

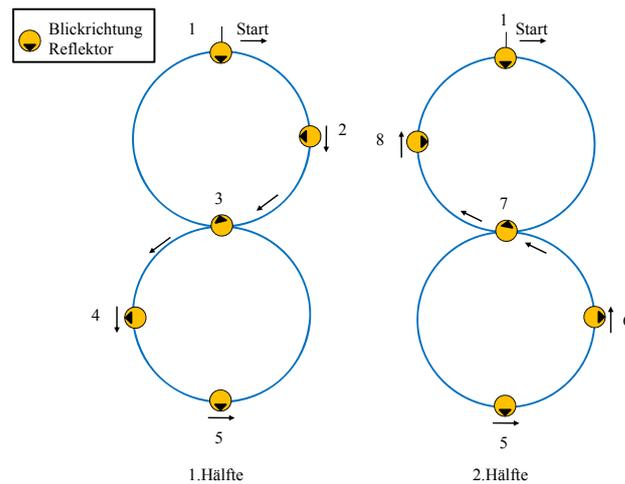


Abbildung 105: Ausrichtung des Reflektors während der Fahrt

Der Startpunkt der Messung ist an Punkt 1. Bis zu Punkt 3 hat der Reflektor fast eine halbe Drehung durchgeführt. Dann dreht sich der Reflektor bis zu Punkt 5 in die Ausgangsstellung von Punkt 1 zurück. Von Punkt 5 aus geschieht das Gleiche in die entgegengesetzte Richtung. Eine vollständige Umdrehung des Reflektors findet nicht statt.

In den folgenden Abbildungen werden die Querabweichungen der einzelnen Tachymeterpositionen bezogen auf die Tracker-Koordinaten von 3 Runden dargestellt. Um die Form der Abweichung besser erkennen zu können, werden die Abweichungen zusätzlich mit einem gleitenden Mittel gefiltert. Die Fensterweite beträgt 30 Werte. Der unter den Querabweichungen dargestellte Balken gibt das Element der Soll-Trajektorie wieder, auf welches sich die jeweilige Querabweichung bezieht. (rot = Gerade, grün = Klothoide, blau = Kreisbogen). Zusätzlich zu den im Szenario untersuchten Modi wird hier noch eine weitere Messfahrt mit dem TCRP 1201 unter Verwendung der Leica GeoCOM durchgeführt. Dabei sollte der Messmodus selbst auf Systematiken hin untersucht werden. Nacheinander wird das TCRP 1201 mit GeoCOM, das TCRP 1201 mit MGUIDE, das SPS930 und das TS30 mit MGUIDE, gezeigt (vgl. Abbildung 106).

Beim Vergleich der Diagramme fällt auf, dass bei den Leica Tachymetern starke Abweichungen von bis zu 5 mm vorkommen. Ebenso erkennt man, dass sich die Form der Abweichungen von einer Runde zur Nächsten wiederholt. Es ist eine Spiegelsymmetrie innerhalb gewisser Punkte zu erkennen. Dabei können die Achsen mit den Nummern 3 und 7 als Spiegelachse gesehen werden. Die Nummern der Achsen sind identisch mit den Positionen aus Abbildung 105. Bei genauer Untersuchung kann die halbe Drehung des Reflektors von Punkt 1 zu Punkt 3 erkannt werden. Danach dreht sich der Reflektor zurück und hat an Punkt 5 dieselbe Ausrichtung wie bei Punkt 1. Danach dreht sich der Reflektor in die andere Richtung. Dabei ergeben sich je nach Drehrichtung unterschiedliche Figuren, die sich, in jeder Runde wiederholen. Diese Abweichungen werden nur sichtbar durch die Berechnung der Querabweichungen der gemessenen Tachymeter-Koordinaten auf die Tracker-Trajektorie. Beim Berechnen der RMS aus den Querabweichungen der Tachymeter-Koordinaten auf die Soll-Trajektorie verschwindet diese Systematik, da der Regler diese nicht kennt. Er kann zur Regelung nur die Information aus der berechneten Querabweichung der Tachymeter-Koordinate verwenden und versucht diese zu beheben. In der Folge ist somit im Regler die Querabweichung null, in der Realität befindet sich das Fahrzeug durch die Systematik des Reflektors, neben der Trajektorie (vgl. Kapitel 3.4.3). Wenn diese Querabweichung durch die gezeigten Systematiken verfälscht wird, geht dies direkt in die Regelgenauigkeit ein. Das heißt es findet eine schlechtere Regelung statt, obwohl im Rechner die Querabweichungen kleiner werden. Aus diesem Grund sind bei den Leica-Tachymetern die berechneten RMS_{Ta} aus den Querabweichungen der Tachymeter-Koordinaten zur Soll-Trajektorie besser, als die berechneten RMS_{Tr} der Querabweichungen aus den Tracker-Koordinaten, da bei den RMS_{Tr} der Querabweichungen des Trackers zur Soll-Trajektorie diese Systematiken enthalten sind.

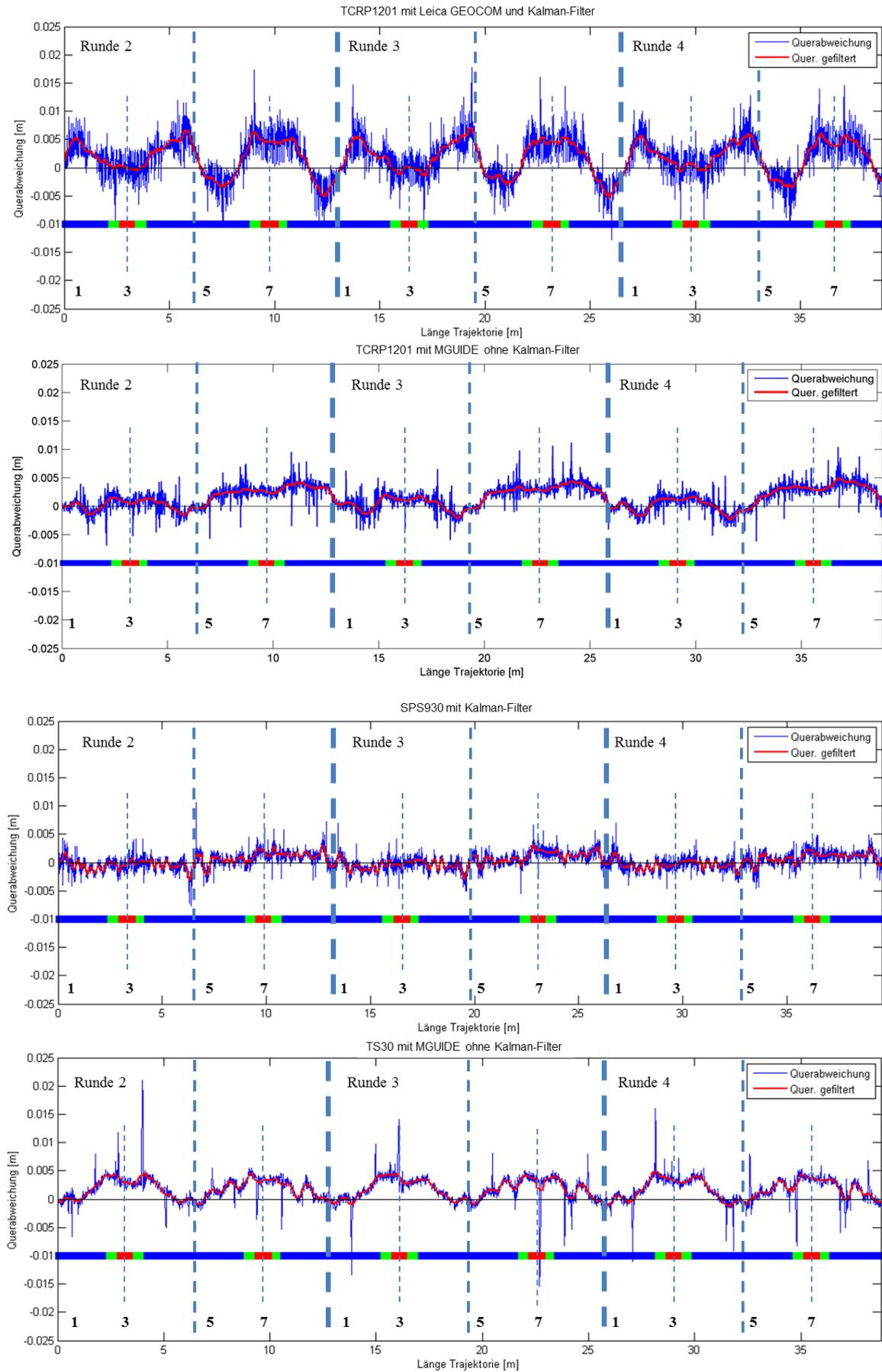


Abbildung 106: Vergleich der Querabweichungen der Tachymeter zur Tracker-Trajektorie

Für die Aussage, welches der untersuchten Tachymeter im Rahmen der oben genannten Genauigkeit für die Beurteilung der Regelgüte in Frage kommt, wird ein Signifikanztest auf Grundlage der F-Verteilung durchgeführt werden (vgl. NIEMEIER 2008). Getestet werden die berechneten RMS für die Querabweichungen des Tachymeters (RMS_{Ta}) und des Trackers (RMS_{Tr}) bezogen auf die Soll-Trajektorie. Ergeben sich für beide RMS statistisch gesehen identische Werte, kann die mit den Tachymeter-Koordinaten bestimmte Regelgüte als korrekt angesehen werden. Hierfür wird folgende Testhypothese aufgestellt:

Hypothese wird angenommen: $H_0: RMS_{Tr}^2 = RMS_{Ta}^2$

Hypothese wird abgelehnt: $H_A: RMS_{Tr}^2 \neq RMS_{Ta}^2$

($RMS_{Tr} = RMS$ Tracker, $RMS_{Ta} = RMS$ Tachymeter)

Das Quantil ergibt sich aus den Freiheitsgraden des jeweiligen RMS . Auf Grund der Anzahl der Messwerte (>17000) können beide als unendlich groß betrachtet werden $f_1 = f_2 = \infty$. Damit ergibt sich für das Quantil bei 5% Irrtumswahrscheinlichkeit:

$$F_{+\infty,+\infty,1-\frac{\alpha}{2}} = F_{+\infty,+\infty,97,5\%} = 1.001$$

Der Testwert berechnet sich aus dem Quotienten der beiden quadrierten RMS , wobei diese so gewählt werden müssen, dass

$$F = \frac{RMS_1^2}{RMS_2^2} > 1 \text{ gilt.} \quad (5-1)$$

Die Testentscheidung erfolgt dann folgendermaßen:

Wenn $F \leq F_{+\infty,+\infty,97,5\%} \Rightarrow H_0$ annehmen, beide Messungen sind gleich genau.

Wenn $F > F_{+\infty,+\infty,97,5\%} \Rightarrow H_0$ ablehnen und H_A annehmen, beide Messungen weisen unterschiedliche Varianzen auf.

Daraus ergibt sich, dass die RMS der jeweiligen oben genannten Querabweichung nahezu identisch sein müssen, damit diese der statistischen Gleichheit ebenfalls genügen. Dies trifft hier nur für das SPS930 von Trimble® zu. Der RMS_{TaTr} aus den Querabweichungen zwischen Laser-Tracker-Koordinaten und Tachymeter-Koordinaten ergibt 2 mm ohne Verwendung des Kalman-Filters. Korrekterweise müsste dieser RMS um die systematischen Effekte korrigiert werden, die im Minimum -3 mm und im Maximum +3 mm betragen. Dies gelingt jedoch nicht, da das Modell für diese systematischen Effekte nicht bekannt ist. In Bezug auf die Messgenauigkeit minimieren sich diese Effekte, wenn eine volle Runde gefahren wird (eine 360°-Umdrehung des Reflektors). Die Regelgenauigkeit wird durch die systematischen Effekte jedoch beeinflusst. Um der statistischen Sicherheit zu genügen wird der erreichten Messgenauigkeit von 2 mm ein Vertrauensintervall von 95% zugestanden. Unter Annahme einer Normalverteilung (Quantil 1,96) entspricht dies einem Wert von 3,92 mm (vgl. NIEMEIER 2008). Das bedeutet, dass die Regelgüte mit dem hier verwendeten Tachymeter nicht besser als 3,92 mm angegeben werden kann. Durch das Verwenden eines Kalman-Filters (Variante 1) kann die Messgenauigkeit auf 1 mm verbessert werden. Bei der Verwendung des gleichen Vertrauensintervalls entspricht dies einem Wert von 1,96 mm mit dem die Regelgüte angegeben werden kann.

Trotz des früheren Baujahrs schneidet das TCRP 1201 mit einer Regelgüte von 3 mm etwas besser als das TS30 ab. Nach Rücksprache mit Leica wurde bestätigt, dass das TS30 für kinematische Anwendungen weniger geeignet ist, als das ältere TCRP 1201. Diese hängt hauptsächlich mit den Kalibrierphasen des neueren EDM des TS30 zusammen, die zeitweise bis zu 700 ms benötigen. Trotz dieser Tatsache erreicht das TS30, welches hauptsächlich für statische Überwachungsaufgaben ausgelegt ist, eine Regelgüte von 4 mm. Unter Verwendung der MGUIDE kann das TS30 die langen Kalibrierphasen durch die Prädiktion von Messwerten weitestgehend überbrücken. Auf Grund dieser Ergebnisse und der Aussagen von Leica wird das TS30 im Simulator für weitere Testfahrten nicht verwendet.

Szenario 2

In diesem Szenario wird untersucht, ob das Leica TCRP 1201 in Verbindung mit MGUIDE und dem 360°-Reflektor-Mini (GRZ101) zur Bestimmung der Regelgüte im Messkeller benutzt werden kann. Hierbei sollen auch frühere Ergebnisse verifiziert werden. Bei den Testfahrten werden sehr kurze Distanzen zwischen 5 - 9 Meter gemessen. Auf Grund der Ergebnisse aus Kapitel 3.4.3 wird das SPS930 für diese Zielweiten nicht verwendet. Bei den dort durchgeführten Untersuchungen hat sich gezeigt, dass bei der Verwendung des MT1000-Reflektors und Zielweiten unter 10 Meter zu große Streuungen bei der Streckenmessung auftreten. Der kleine Reflektor könnte zwar auch vom SPS930 verfolgt werden, jedoch wären dann nur Abtastraten von 2,5 Hz möglich, wodurch keine gute Regelung mehr durchzuführen wäre. Für die Untersuchung werden ebenfalls vier Runden auf der Acht gefahren. Dabei werden dieselben Regelparameter und dieselbe Geschwindigkeit verwendet wie in Szenario 1. Die erste Runde wird für die Berechnung des *RMS* wieder gelöscht.

Tabelle 43: Genauigkeit des TCRP 1201 mit 360°-Reflektor-Mini (GRZ101)

TCRP 1201_MGuide_PID_mini	Kalman-Filter [m]				ohne Kalman-Filter [m]			
	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt
RMS_{Ta} (Regel. +Mess.)	0,002	0,002	0,001	0,001	0,002	0,002	0,001	0,001
RMS_{Tr} (Regel.)	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002	0,002
RMS_{TaTr} (Mess.)	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001	0,001

In Tabelle 43 sind die erreichten Genauigkeiten des TCRP 1201 für die Zielweiten im Messkeller aufgeführt. Unter Verwendung des statistischen Tests aus Szenario 1 ergibt sich hier ebenfalls eine sehr gute Messgenauigkeit von 1 mm, jedoch mit der halben Abtastrate (8 - 10 Hz). Die unterschiedliche RMS_{TaTr} bezüglich Tachymeter und Tracker kann auf Rundungsfehler zurückgeführt werden. Sowohl mit und ohne Kalman-Filter liegt der RMS_{Ta} aus den Querabweichungen des Tachymeters bei 1,4 mm und der RMS_{Tr} bei 1,7 mm. Unter Berücksichtigung einer Irrtumswahrscheinlichkeit von 5% ergibt sich bei Normalverteilung für die Messgenauigkeit von 1 mm ein Intervall von 1,96 mm, womit auch die Regelgenauigkeit angegeben werden kann. Das heißt beide Werte für die Regelgüte liegen innerhalb des Konfidenzbereichs der Messgenauigkeit. Weiter lässt sich festhalten, dass hier eine Grenze erreicht wird, an der die Messwerte durch das verwendete Kalman-Filter nicht mehr verbessert werden können. Das heißt durch Verwendung der MGUIDE werden die internen Messwerte so gut gefiltert, dass eine weitere Filterung, wie sie hier durchgeführt wird, keinen Vorteil bringt.

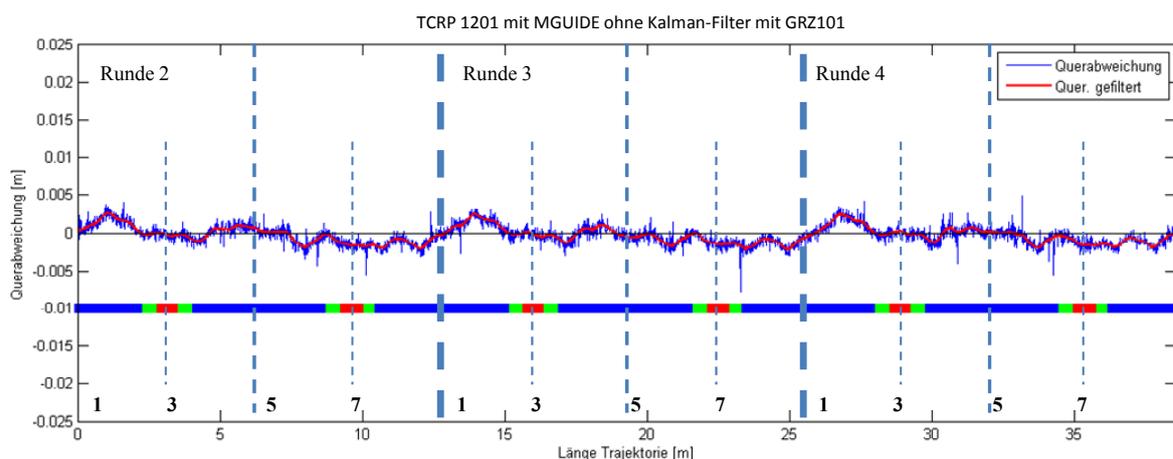


Abbildung 107: Vergleich der Querabweichungen der Tachymeter zur Tracker-Trajektorie

In Abbildung 107 werden die systematischen Effekte des 360°-Reflektors-Mini gezeigt. Diese sind hier nicht mehr so deutlich zu sehen, wie in Szenario 1. Jedoch sind diese immer noch zu erkennen. Zur Verdeutlichung der Systematiken, wurden auch hier die Querabweichungen mit einem gleitenden Mittel (Fensterweite 30) gefiltert.

Szenario 3

Im letzten Szenario werden die Tachymeter Leica TCRP 1201 und Trimble® SPS930 hinsichtlich ihrer Dynamik verglichen. Für die Messung wird der Standpunkt 1 verwendet, wodurch Zielweiten von 15 - 20 m entstehen. Für das TCRP 1201 wird hier wieder das größere 360°-Prisma verwendet (GRZ122). Während der Messung wird der Modell-LKW mit einer konstanten Geschwindigkeit von 30 cm/s auf der Acht gefahren (max. Winkelgeschwindigkeit 1,3 gon/s). Um das System für diese Geschwindigkeit stabil zu halten, müssen die Regelparameter neu eingestellt werden. Damit eine schnelle Einstellung vollzogen werden kann, wird hier nur ein P-Regler für beide Tachymeter verwendet, welcher mit entsprechenden Testfahrten vorher optimiert wird. Durch die vergleichsweise hohe Geschwindigkeit und den engen Kurven müssen die Lenkbewegungen sehr klein sein, damit das Fahrzeug nicht ausbricht. Es ergeben sich für den P-Regler unterschiedliche Werte, auf Grund der unterschiedlichen Abtastraten (SPS930 (20Hz) $K_P = 10$, TCRP 1201 (8 - 10Hz) $K_P = 7$). Das heißt, bei Verwendung des SPS930 kann durch die höhere Abtastrate des Tachymeters, der Regler schneller reagieren und dadurch größere Korrekturen vornehmen ohne zu überschwingen. Um die Fahrten vergleichbar zu machen, werden beide Tachymeter ohne Verwendung eines Kalman-Filters verwendet.

Tabelle 44: Vergleich von Leica TCRP 1201 und Trimble® SPS930 bei schneller Fahrt (30 cm/s)

TCRP 1201_MGUIDE_P_schnell (8 - 10Hz)	ohne Kalman-Filter [m]			
	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt
RMS _{Ta} (Regel. +Mess.)	0,009	0,007	0,007	0,007
RMS _{Tr} (Regel.)	0,009	0,008	0,007	0,007
RMS _{TaTr} (Mess.)	0,002	0,003	0,003	0,003

SPS930_20Hz_P_schnell (20Hz)	ohne Kalman-Filter [m]			
	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt
RMS _{Ta} (Regel. +Mess.)	0,004	0,004	0,003	0,004
RMS _{Tr} (Regel.)	0,004	0,004	0,004	0,004
RMS _{TaTr} (Mess.)	0,001	0,002	0,002	0,002

Die Ergebnisse des Vergleichs werden in Tabelle 44 zusammengefasst. Wie durch die geringere Abtastrate zu erwarten war, schneidet das TCRP 1201 bei der Regelgenauigkeit etwas schlechter ab, als das SPS930. Die berechnete Messgenauigkeit (Tracker-Tachymeter) entspricht der erreichten Messgenauigkeit aus Szenario 1. Das bedeutet, dass innerhalb der vorgegebenen Geschwindigkeiten keine Verschlechterung der Messgenauigkeit (RMS_{TaTr}) festzustellen ist. Hier haben die oben genannten Abtastraten der Tachymeter den größten Einfluss auf die Regelgüte, da je mehr Messungen pro Zeiteinheit zur Verfügung stehen, desto öfter kann nachgeregelt werden. Die Ergebnisse der RMS_{Tr} für die Regelgüte (Soll-Tracker) der jeweiligen Tachymeter bestätigen dies.

Fazit

Es konnte gezeigt werden, dass mit Hilfe des Laser-Trackers die Genauigkeit des Regelverfahrens und die Genauigkeit des Messsensors getrennt voneinander untersucht werden können. Ebenfalls lassen sich sehr gut systematische Effekte bezüglich der Positionsbestimmung aufdecken, die in der Folge noch weiteren Untersuchungen bedürfen. Im Rahmen der Untersuchung konnte festgestellt werden, dass das SPS930 und das Leica TCRP 1201 unter Laborbedingungen, wie sie hier vorliegen, deutlich höhere Messgenauigkeiten erreichen, als die Hersteller vorgeben. Beide Tachymeter sind für die Bestimmung der Regelgenauigkeit geeignet. Mit dem TCRP 1201 unter Verwendung des 360°-Reflektors Mini (GRZ101) kann eine Regelgenauigkeit von 2 mm (bei 5% Irrtumswahrscheinlichkeit, Normalverteilung) nachgewiesen werden. Das SPS930 ist für längere Zielweiten (im Test 15 Meter) für eine Bestimmung der Regelgenauigkeit auf 4 mm geeignet (bei 5% Irrtumswahrscheinlichkeit, Normalverteilung, ohne Kalman-Filter). Die erreichte Messgenauigkeit des TCRP 1201 liegt bei kurzen Zielweiten unter Verwendung des 360°-Reflektors Mini (GRZ101) bei 1 mm und beim SPS930 bei längeren Zielweiten unter Verwendung des MT1000 bei 2 mm (jeweils ohne Kalman-Filter).

5.2 Messfahrten zur Überprüfung der neuen Fahrzeugmodelle im Simulator

Mit den nachfolgenden Testfahrten soll der Nachweis erbracht werden, dass die implementierten Algorithmen zur Regelung des Raupenmodells und des Hecklenkers (als Vertreter des allgemeinen Fahrzeugmodells) grundsätzlich funktionieren. Beim Raupenmodell und beim Hecklenker wird auf Grund der geringen Erfahrung mit den Fahrzeug-Modellen das Oval als Soll-Trajektorie eingesetzt, da hier nur für einen Kurvenradius optimiert werden muss. Für die Testfahrten des Raupenmodells wird der TCRP 1201 im Messkeller verwendet. Auf Grund von technischen Problemen mit dem TCRP 1201 musste für den Hecklenker das SPS930 verwendet werden, welches für den Nachweis der Funktionsfähigkeit trotz der kurzen Zielweiten im Messkeller, ausreichend ist. Die Reglereinstellungen werden vor jeder Messfahrt optimiert. Danach werden 4 Runden gefahren, wobei die erste Runde wieder auf Grund des Einschwingens des Fahrzeugs auf die Trajektorie eliminiert wird. Die Berechnung der Regelgüte erfolgt wie in Kapitel 5.1.

5.2.1 Raupenmodell

Im nun folgenden Abschnitt werden die Ergebnisse einer Fahrt mit dem Raupenmodell aufgeführt. Wie bereits erwähnt, erfolgen die Fahrten auf einem Oval. Die Geschwindigkeit beträgt konstant 10cm/s. Bei den Einstellungen der Reglerparameter, konnte auf Grund der spezifischen Fahreigenschaften ein wesentlich höherer K_p -Wert gewählt werden, als beim LKW-Modell. Dadurch reagiert die Raupe während der Messfahrten deutlich schneller. Die festgesetzten Werte des PID-Reglers sind $K_p = 200$, $T_n = 0,4$ min, $T_v = 0,003$. Im Einzelnen werden die Ergebnisse folgender Untersuchungen vorgestellt:

- Einschwingverhalten der Raupe, wenn sich der Reflektor im geometrischen Zentrum befindet
- Überprüfung der konstanten Geschwindigkeit der Raupe während der Fahrt
- Fahrversuch ohne Vorsteuerung
- Fahrversuch mit Vorsteuerung
- Ergebnisse zur Verwendung eines Kalman-Filters

Für die Verifizierung der Simulationsergebnisse aus Kapitel 4.2.4 wird im ersten Versuch der Reflektor ins Zentrum der Raupe montiert. Dabei wird der Startpunkt 5 cm neben einer Geraden festgelegt. Danach wird die Raupe manuell angefahren, wobei die Raupe die Aufgabe hat auf die Trajektorie aufzufahren. In Abbildung 108 werden die Querabweichungen der ersten Raupenfahrt gezeigt. Es ist eine deutliche Schwingung um die Trajektorie zu sehen, die sich am Ende sogar noch verstärkt. Das System wird dabei so instabil, dass der Versuch nach 1,7 m abgebrochen wird. In der Simulation war hier nur eine ständige Schwingung der Raupe um die Trajektorie zu sehen. Der Grund für die Vergrößerung der Schwingung ist vermutlich auf ein Verzögerungsglied im System zurückzuführen. Aus diesem Grund wird der Reflektor vor dem geometrischen Zentrum montiert.

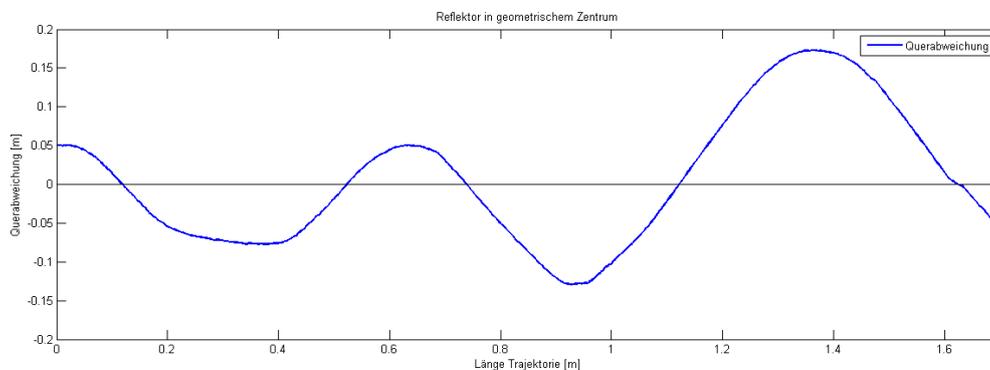


Abbildung 108: Einschwingverhalten der Raupe mit Reflektor im geometrischen Zentrum

Wie beim LKW-Modell ist es auch bei der Raupe möglich das Prisma als VBP auf einer Schiene zu versetzen. Die Schiene befindet sich dabei in der Mittellängsachse der Raupe. Durch verschiedene Versuche hat sich gezeigt, dass die Raupe mit dem größtmöglichen Abstand des Reflektors zum

geometrischen Zentrum (7 cm) am stabilsten fährt. Aus diesem Grund werden die folgenden Fahrten mit dieser Einstellung durchgeführt (vgl. Abbildung 109).

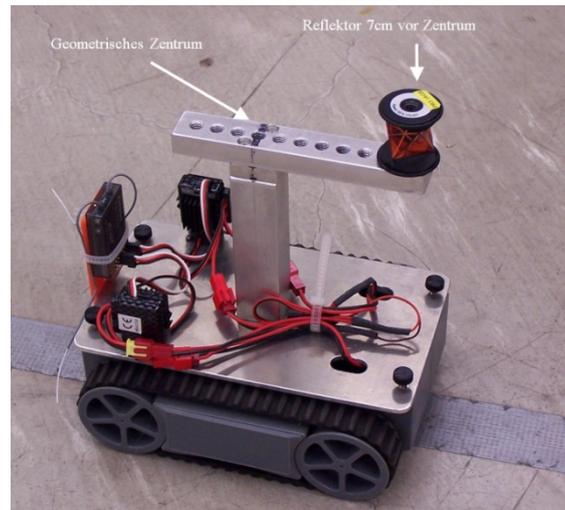


Abbildung 109: Konfiguration der verwendeten Raupe

Eine Forderung beim Entwickeln der Raupensteuerung war, dass die Raupe trotz Kurvenfahrten eine konstante Geschwindigkeit beibehält. Werden die Kurven ohne Berücksichtigung der Ketten- geschwindigkeiten gefahren, wird die Raupe im Kurvenbereich langsamer, da eine Kette abgebremst wird, während die Andere die ursprüngliche Geschwindigkeit beibehält (vgl. Kapitel 4.2.5). In Abbildung 110 wird hierzu die berechnete Geschwindigkeit einer Raupenfahrt mit einer Fahrt des LKWs gegenübergestellt. Die Geschwindigkeit wird aus der Strecke zweier aufeinanderfolgender Positionen berechnet, dividiert durch die Differenz der Zeitstempel der beiden Positionen. Bei einer Anzahl n an Positionen gibt es somit $n-1$ Geschwindigkeitswerte. Das Ergebnis wird in Abbildung 110 dargestellt.

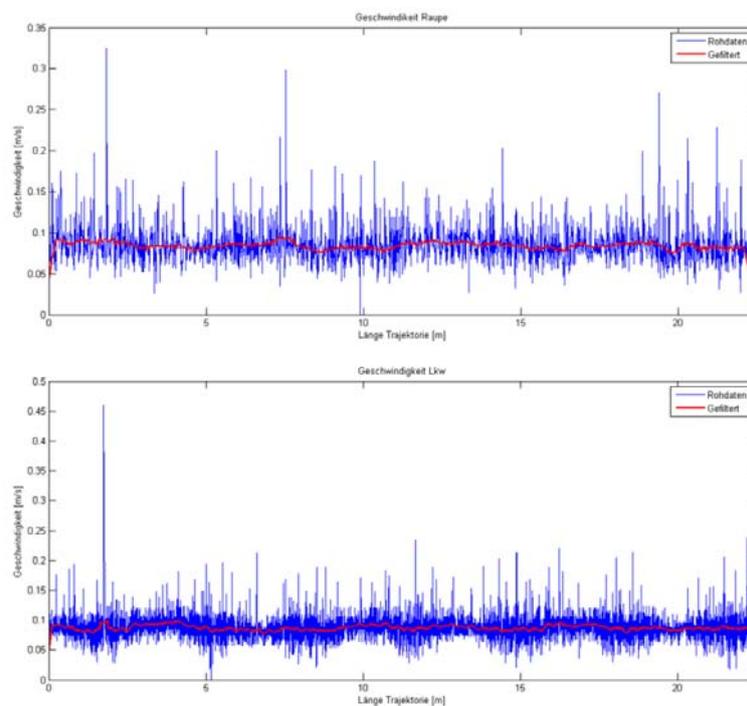


Abbildung 110: Vergleich der berechneten Geschwindigkeitsabschnitte zwischen Raupe (oben) und LKW (unten)

Auf Grund der Berechnung gehen die Ungenauigkeiten der Positionsbestimmung direkt in die der Geschwindigkeit ein. Um diese zufällige Streuung zu reduzieren werden die Geschwindigkeiten (blau) zusätzlich mit einem Rechteckfilter (rot) geglättet. Das obere Bild zeigt den Verlauf der Geschwindigkeit einer Raupenfahrt mit konstanter Geschwindigkeit. Das untere Bild zeigt den Geschwindigkeitsverlauf einer LKW-Fahrt mit konstanter Geschwindigkeit. Der LKW, der hier als Referenz dient, muss eine konstante Geschwindigkeit haben, da nur ein Elektromotor den LKW antreibt. Solange es keinen Spannungsabfall gibt, wird der LKW mit konstanter Geschwindigkeit weiterfahren. Da beide Ergebnisse ein ähnliches Verhalten bezüglich des Geschwindigkeitsverlaufs haben, kann davon ausgegangen werden, dass die Raupe während der gesamten Fahrt eine konstante Geschwindigkeit beibehält.

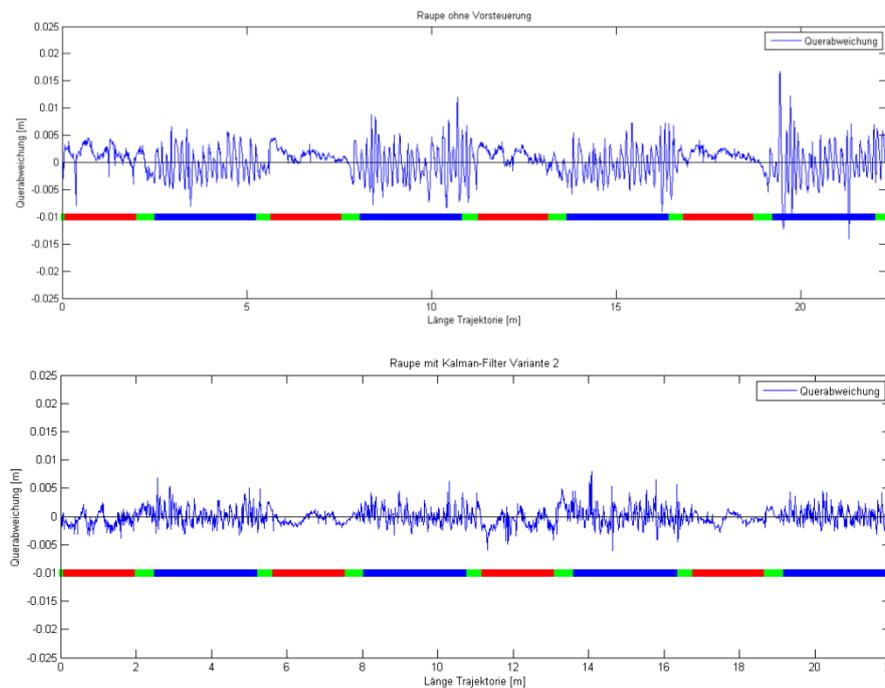


Abbildung 111: Vergleich zweier Fahrten ohne (oben) und mit (unten) Verwendung der Vorsteuerung

Für den Nachweis der Richtigkeit, der in Kapitel 4.2.5 gefundenen Kalibrierparameter für die Raupe, wird eine Messfahrt ohne Vorsteuerung und eine Messfahrt mit Verwendung der Vorsteuerung durchgeführt. Bei einer richtigen Kalibrierung der Lenkung, muss sich im Kurvenverlauf eine Verbesserung bzgl. der Regelgüte zeigen (vgl. LKW Kapitel 4.2.4). Im Umkehrschluss heißt das, wenn die Kalibrierparameter nicht richtig bestimmt wurden, ist eine Verschlechterung der Regelgüte im Kurvenbereich zu erwarten. In Abbildung 111 sind die Ergebnisse zweier Fahrten gegenübergestellt. Im oberen Bild fährt die Raupe ohne Vorsteuerung, im unteren Bild mit. Der Balken unter den dargestellten Querabweichungen zeigt wieder die Position der dazugehörigen Trajektorien-Elemente (Linie = rot, Klothoide = grün, Kreis = blau). Sehr gut ist die Minimierung der Querabweichungen im Kurvenbereich durch die Vorsteuerung zu erkennen, wodurch insgesamt eine Verbesserung der Regelgüte erreicht wird, wie nachfolgende Tabelle 45 verdeutlicht. Durch das verringerte Aufschwngen in der Kurve wird auch eine Verbesserung auf den Geraden-Elementen erreicht, da eine geringere Regelabweichung auftritt. Insgesamt kann die gleiche Regelgenauigkeit mit der Raupe erreicht werden, wie mit dem LKW (vgl. vorheriges Kapitel), wobei festgehalten werden muss, dass die Lenksystematik der Raupe wesentlich komplexer ist. Bei Linien-Elementen wird mit Verwendung der Vorsteuerung sogar eine bessere Regelgüte erreicht als beim LKW-Modell in Kapitel 5.1.4 Szenario 2. Diese befindet sich an der Genauigkeitsgrenze des Tachymeters. Insgesamt sind die Ergebnisse für jede Runde sehr gut reproduzierbar. Der Einfluss, des in Kapitel 4.2.4 festgestellten Fehlers bei der Berechnung des Lenkparameters am Klothoidenanfang kann auch hier nicht festgestellt werden.

Tabelle 45: Vergleich RMS_{Ta} einer Raupenfahrt mit und ohne Vorsteuerung

Raupe ohne Vorsteuerung [m]				
	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt
Runde 2	0,002	0,003	0,003	0,003
Runde 3	0,002	0,003	0,004	0,003
Gesamt	0,002	0,003	0,004	0,003

Raupe mit Vorsteuerung [m]				
	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt
Runde 2	0,001	0,001	0,002	0,002
Runde 3	0,001	0,003	0,002	0,002
Runde 4	0,001	0,002	0,002	0,002
Gesamt	0,001	0,002	0,002	0,002

Als letztes wird hier das Ergebnis des verwendeten Kalman-Filters gezeigt. Da auch hier keine Verbesserung bei der Verwendung des Kalman-Filters in der Regelgüte festgestellt wurde, werden hier nur Diagramme (vgl. Abbildung 112) gezeigt, die das Verhalten des Kalman-Filters an sich verdeutlichen.

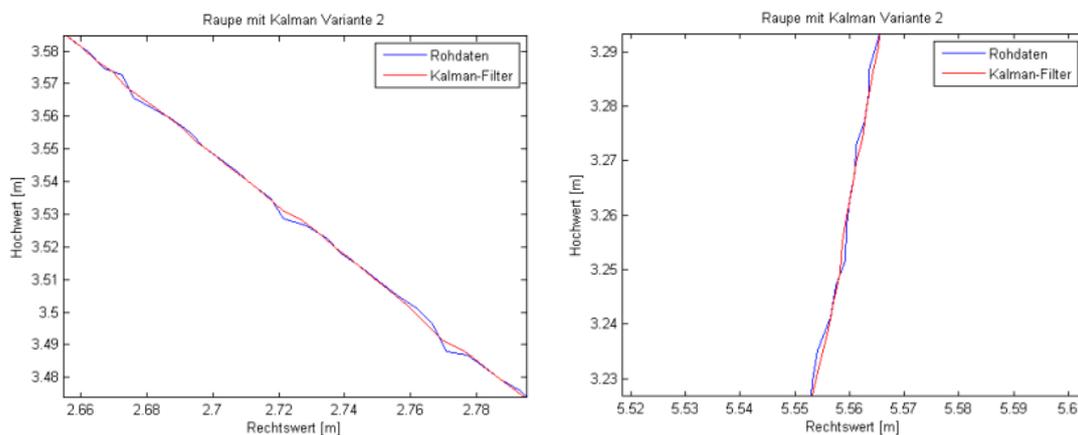


Abbildung 112: Verhalten des Kalman-Filters (Variante 2) während der Fahrt

Für die Berechnung des Kalman-Filters wurde Variante 2, der in Kapitel 2.3 vorgestellten Kalman-Filter verwendet. Ebenso hätte auch hier Variante 1 eingesetzt werden können, da sich die Varianten nur durch das Einbeziehen des Schwimmwinkels β unterscheiden. Da dieser nur im kinematischen Modell der Radfahrzeuge vorkommt, ist dieser hier null. Eine gezielte Untersuchung bezgl. des Einflusses des Schwimmwinkels bei der Prädiktion findet durch einen Vergleich der beiden Varianten in Kapitel 5.3 statt.

In den oben gezeigten Bildern ist gut zu erkennen, wie das Kalman-Filter (rot), die Ausreißer während der Messung (blau = Rohdaten) ausgleicht. Auf dem linken Bild ist die Fahrt auf einer Geraden zu sehen und auf dem rechten Bild die Fahrt in einer Kurve. Durch die Filterung wird das Fahrverhalten der Raupe zusätzlich beruhigt, da die Reaktion des Regelalgorithmus auf Messfehler abgemildert wird. Prinzipiell funktioniert das Kalman-Filter, muss aber weiter verbessert werden, was nicht Ziel dieser Arbeit ist. Hier sind zukünftig weitere Untersuchungen und Entwicklungen durchzuführen, die weiteren Arbeiten zu diesem Thema vorbehalten sind.

5.2.2 Hecklenker

Für die vorliegende Messfahrt des Hecklenkers (allgemeiner Fall des Einspurmodells) wird als einziger der Mehrgrößenregler eingesetzt, da mit allen anderen Reglern, auf Grund der sehr instabilen Fahreigenschaften, kein Erfolg erzielt werden konnte. Aus diesem Grund beträgt die Geschwindigkeit

auch nur konstant 6 cm/s. Zusätzlich wird die in Kapitel 3.1.5 und 4.2.4 gezeigte Störgrößenaufschaltung verwendet. Eine Vorsteuerung wird aus den in Kapitel 4.2.4 genannten Gründen nicht genutzt. Die Parameter für die Regelung sind $K_{P1} = 5$, $K_{P2} = 3$ und $g_{stör} = 0,15$. Die Messfahrt wird in gleicher Weise durchgeführt, wie bei der Raupe. Es werden 4 Runden gefahren, wobei die erste Runde vor der Analyse gelöscht wird.

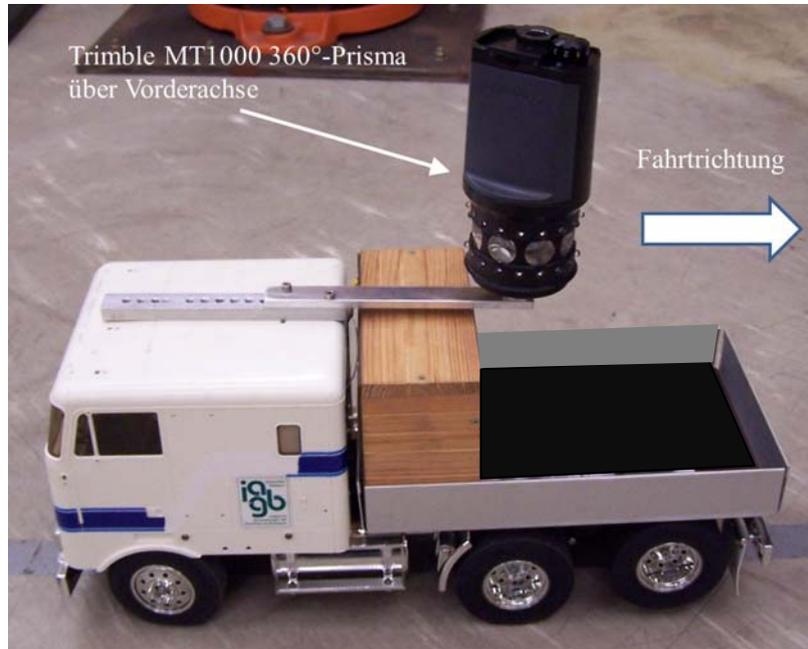


Abbildung 113: Modifizierter Modell-LKW als Hecklenker

Die Befestigung des Reflektors wird in Abbildung 113 gezeigt. Dieser befindet sich exakt über der starren Vorderachse, was einem VBP von 12 cm entspricht. Der Ort des Reflektors wird zur Verbesserung der Regelqualität gewählt. Bei kürzeren Abständen des VBS neigt das Fahrzeug zum Überschwingen, wodurch eine gute Regelung nicht möglich ist. Zusätzlich wird während der Fahrt das Kalman-Filter der Variante 2 eingesetzt und ebenso, die aus dem Kalman-Filter berechnete Orientierung. Dies geschieht einerseits zur Überprüfung des Kalman-Filters für dieses Fahrzeug, andererseits auf Grundlage der verbesserten Regelgüte bei den Laser-Tracker-Messfahrten mit diesem Tachymeter (vgl. Kapitel 5.1).

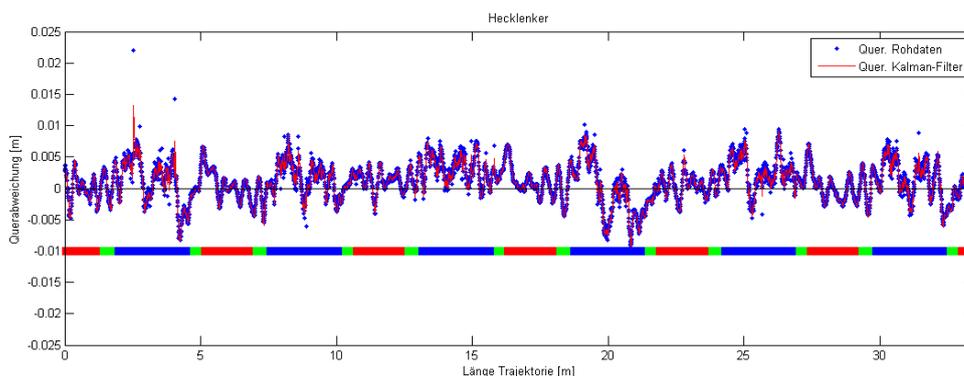


Abbildung 114: Querabweichungen der Fahrt mit dem Hecklenker

Das Ergebnis der Querabweichung in Abbildung 114 zeigt eine Schwingung mit deutlich niedriger Frequenz, als die Fahrten bei der Raupe. Das bedeutet, der hier benutzte Regler reagiert langsamer als der Regler der Raupe. Das eingesetzte Kalman-Filter minimiert auch hier den Einfluss von Messfehlern. Die erreichte Regelgüte kann in Tabelle 46 nachgelesen werden. Auch hier sind die Ergebnisse für jede Runde sehr gut reproduzierbar. Die Regelgüte ist mit 3 mm nur wenig schlechter, als die der Raupe, was im Rahmen der Messgenauigkeit und des sehr schwierig zu regelnden Fahrzeugs ebenfalls als sehr gut anzusehen ist.

Tabelle 46: Ergebnis der RMS_{T_a} für die Fahrt mit Hecklenker

Hecklenker	[m]			
	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt
Runde 2	0,002	0,003	0,004	0,003
Runde 3	0,002	0,003	0,004	0,003
Runde 4	0,002	0,003	0,004	0,003
Gesamt	0,002	0,003	0,004	0,003

Abschließend sind auch in Abbildung 115 einige Ausschnitte zum Vergleich der gemessenen Roh-Positionen mit dem Kalman-Filter aufgeführt. Die Glättung und Mittelung der Messausreißer ist sehr gut zu erkennen. Zukünftig sollte hier das Gewicht des Systems (Prädiktion) eventuell etwas erhöht werden, um eine noch bessere Glättung zu erreichen.

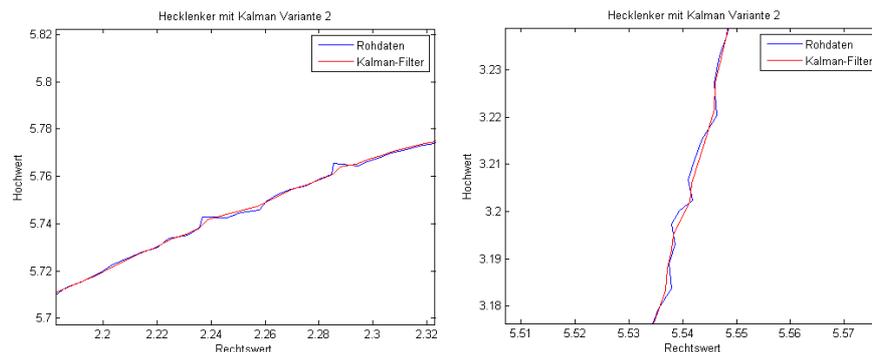


Abbildung 115: Verhalten des Kalman-Filters (Variante 2) während der Fahrt

Fazit

Bei den Fahrten der Raupe konnte gezeigt werden, dass sowohl der Steueralgorithmus für die Raupenlenkung, als auch die Vorsteuerung zur Verbesserung der Regelgüte funktioniert. Die Regelgüte beträgt hier 2 mm, was als sehr gut einzustufen ist. Mit dem Hecklenker konnte trotz des sehr instabilen Systems eine Regelgüte von 3 mm erreicht werden. Beide Fahrzeuge konnten im Simulatorsystem vollständig integriert werden. Für beide zusätzlichen Modelle ist es möglich reproduzierbare Ergebnisse zu liefern. Der erfolgreiche Einsatz des Kalman-Filters der Variante 2 konnte ebenfalls gezeigt werden.

5.2.3 Vergleich der eingesetzten Fahrzeugmodelle und Regler im Simulator

Zum Vergleich wird in diesem Kapitel die erreichte Regelgüte der drei eingesetzten Fahrzeugmodelle gegenübergestellt und kurz diskutiert. Für die Regelgüte des Frontlenkers wird eine ältere Messfahrt herangezogen, da dessen Regelalgorithmen bereits im Vorfeld dieser Arbeit entwickelt wurden. Die Messfahrten wurden für den Frontlenker und die Raupe mit einem Leica TCRP 1201 durchgeführt. Beim Hecklenker wurde mit einem Trimble® SPS930 gemessen. Die Messkonfiguration war bei allen Messfahrten ähnlich. Für die Berechnung der Regelgüte wurden, wie bereits beschrieben, 4 Runden auf einem Oval gefahren und die letzten 3 zur Auswertung verwendet. Die Geschwindigkeit lag bei den Messfahrten von Frontlenker und Raupe bei 10 cm/s und beim Hecklenker aus bekannten Gründen bei 6 cm/s. Die Ergebnisse der Regelgenauigkeiten sind in Tabelle 47 als RMS_{T_a} aufgeführt.

Tabelle 47: Regelgüte der verwendeten Regler und Fahrzeugmodelle

Vergleich der kombinierten Regler und Fahrzeugmodelle [m]				
	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt
Frontlenker (vgl. BEETZ\SCHWIEGER 2010) PID-Regler mit Vorsteuerung	0,001	0,002	0,002	0,002
Raupe (Kapitel 5.2.1) PID-Regler mit Vorsteuerung	0,001	0,002	0,002	0,002
Hecklenker (Kapitel 5.2.2) Mehrgrößenregler mit Störgrößenaufschaltung	0,002	0,003	0,004	0,003

Beim Vergleich der Ergebnisse fällt sofort auf, dass für den Frontlenker und für die Raupe die gleiche Regelgüte erreicht wird. Das trifft sowohl für die Einzelbetrachtung der Trajektorien-Elemente, als auch für die gesamte Messfahrt zu. Bei der Gesamt- RMS_{Ta} liegen beide Fahrzeugmodelle bei 2 mm. Herauszustellen ist hier, dass trotz des deutlich komplexeren Steueralgorithmus der Raupe, die gleiche Genauigkeit wie bei dem Frontlenker erreicht wird, was für den gewählten Ansatz spricht. Da die erreichte Regelgüte im Bereich der Messgenauigkeit des verwendeten Tachymeters liegt, ist hier vorerst keine weitere Verbesserung bzgl. der Regelgüte als RMS zu erwarten. Interessant werden hier neue Entwicklungen von Tachymetern mit höheren Genauigkeiten im Submillimeter-Bereich für kinematische Punktbestimmung.

Der Hecklenker erreicht mit einer Gesamt- RMS_{Ta} von 3 mm nur ein geringfügig schlechteres Ergebnis gegenüber den beiden anderen Fahrzeugmodellen. Festzuhalten sind jedoch die langsamere Fahrgeschwindigkeit des Hecklenkers bei der Messfahrt und die Verwendung des SPS930. Die größte Abweichung ist bei den Kreis-Elementen zu sehen. Dies hängt größtenteils mit dem sehr instabilen Fahrverhalten des Hecklenkers zusammen, welches sich in den Kurvenfahrten noch verstärkt. Hier müssen zukünftig weitere Untersuchungen zur Verbesserung des Regelalgorithmus durchgeführt werden. Ansätze hierfür sind der Einsatz eines dynamischen vorgezogenen Berechnungspunktes und die Verbesserung für die Messung der Fahrzeugorientierung durch Einsatz weiterer Sensoren.

5.3 Vergleich der Kalman-Filter Variante 1 und Variante 2

In der nun folgenden letzten Untersuchung werden die beiden in Kapitel 2.3 vorgestellten Varianten des Kalman-Filters verglichen. Dabei wird der Einfluss des Schwimmwinkels β (vgl. Kapitel 2.1.3) im Prädiktionsmodell des Kalman-Filters auf die Regelgenauigkeit untersucht. Der zu untersuchende Geschwindigkeitsbereich entspricht dem für Baumaschinen mit höchsten Genauigkeitsanforderungen. Zusätzlich wird ein dynamischer vorgezogener Berechnungspunkt (VBP) zur Minimierung des Einflusses bezüglich der Totzeit eingeführt und mit dem in Kapitel 3.1 eingeführten statischen VBP verglichen. Für die durchzuführenden Messfahrten wird das vorderradgelenkte Radfahrzeug verwendet.

Vor der Untersuchung der beiden Kalman-Filter-Varianten im Simulatorsystem wird zunächst eine Abschätzung durchgeführt, wann eine Verbesserung durch Berücksichtigung des Schwimmwinkels β zu erwarten ist. Für diese Berechnung wird das Einspurmodell für Radfahrzeuge mit Vorderradlenkung ohne Berücksichtigung von Schlupf benutzt (Kapitel 2.1.4). In Abbildung 116 werden die Ergebnisse der Abschätzung dargestellt.

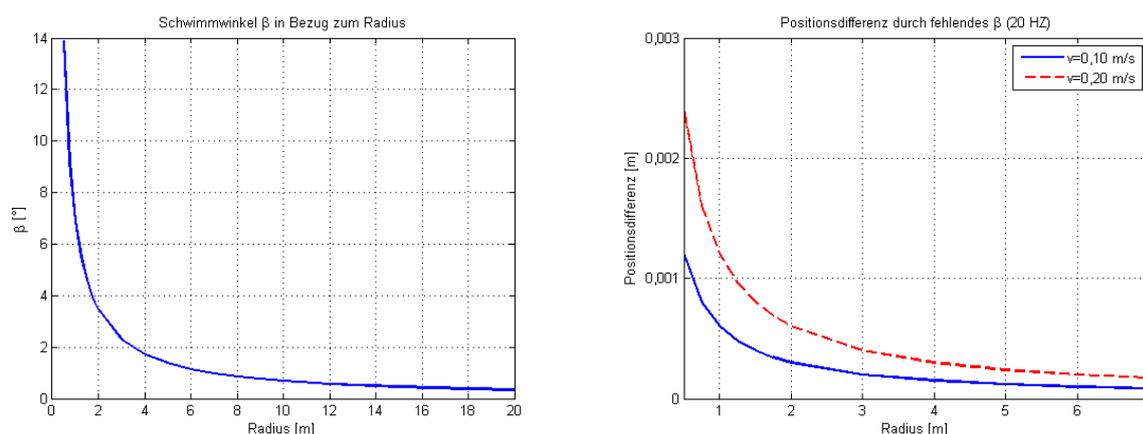


Abbildung 116: Änderung des Schwimmwinkels β in Bezug zum Radius des Fahrzeugs (links);
Positionsdifferenz bei der Prädiktion ohne Berücksichtigung des Schwimmwinkels β (rechts)

Im linken Diagramm wird der resultierende Schwimmwinkel dem jeweilig zu fahrenden Radius gegenübergestellt. Als Berechnungsgrundlage werden die Abmessungen des Modell-LKWs verwendet. Es ist deutlich zu sehen, dass je kleiner der zu fahrende Radius ist, desto größer wird der Betrag des Schwimmwinkels. Im Bereich der Radien zwischen 4 m und 0,5 m nimmt der Betrag des

Schwimmwinkels exponentiell zu. Bei einem Radius von 1 m, wie er auch bei den Soll-Trajektorien im Simulator verwendet wird, erreicht der Schwimmwinkel einen Wert von etwa 7° . Wird dieser nicht berücksichtigt, entsteht ein Fehler bei der Berechnung des Kurswinkels (Azimut) und somit bei der Prädiktion der Fahrzeugposition (vgl. Kapitel 2.1.3). Je weiter in die Zukunft prädiziert wird, desto größer wird der Fehler, der aus dem Kurswinkel berechneten Position. In Abbildung 116 (rechts) wird der durch die Vernachlässigung des Schwimmwinkels resultierende Positionsfehler den jeweiligen Radien gegenüber gestellt. Das zeitliche Intervall für die Prädiktion der Position ergibt sich aus der Abtastrate und der Geschwindigkeit. Auf Grund der Ergebnisse aus Kapitel 5.1.4 ist das SPS930 für diese Untersuchung am besten geeignet, da dieses Tachymeter die höchste Abtastrate hat und die Regelgüte mit diesem Tachymeter direkt bestimmt werden konnte. Die Abtastrate für die anschließenden Messfahrten beträgt 20 Hz. Es werden zwei Geschwindigkeiten entsprechend der mittleren und maximalen Einbaugeschwindigkeit eines Asphaltfertigers gewählt. Aus diesen Vorgaben ergibt sich das in Abbildung 116 dargestellte rechte Diagramm. Bei einer Geschwindigkeit von 10 cm/s und einem zu fahrenden Radius von 1 m bleibt der Positionsfehler auf Grund der Vernachlässigung des Schwimmwinkels unter 1 mm. Für die höhere Geschwindigkeit von 20 cm/s ist der Positionsfehler über 1 mm. Inwieweit sich der hier gezeigte Fehler auf die Regelgüte auswirkt, wird nun im Weiteren durch Testfahrten untersucht.

Neben dem Einfluss des Schwimmwinkels soll in dieser Untersuchung auch die Verwendung eines dynamischen VBP geprüft werden. Der dynamische VBP wird hier mit Hilfe des Prädiktionsmodells des Kalman-Filters in Bewegungsrichtung des Fahrzeugs vorausberechnet. Dabei wird die Fahrt auf Geraden und in der Kurve unterschieden, wodurch eine Verbesserung vor allem im Kurvenbereich zu erwarten ist. Ausgangspunkt für die Prädiktion ist die letzte geschätzte Position. Die Zeitspanne für die Vorausberechnung entspricht der in SU (2009) bestimmten Totzeit von 100 ms. Zum Zeitpunkt der Laser-Tracker-Messung war der dynamische Berechnungspunkt noch nicht im Steuermodul implementiert, wodurch eine nachträgliche Untersuchung notwendig wird.

Für die Testfahrten wird, wie bereits erläutert, das SPS930 von Trimble[®] benutzt. Die Zielweite für die Messfahrten wird auf 15 m festgelegt und im Messflur des IIGS durchgeführt. Als Soll-Trajektorie wird erneut die Acht gewählt, um auch hier den gesamten Dynamikbereich bei Kurvenfahrten abzudecken. Für langsame Messfahrten wird bei einer Geschwindigkeit von 10 cm/s wiederum ein PID-Regler verwendet. Da für die schnelle Messfahrt von 20 cm/s keine Erfahrungswerte bezüglich den Parametereinstellungen des PID-Reglers vorliegen, wird hier ein P-Regler verwendet, der schneller optimiert werden kann. Eine schlechtere Regelgüte wird dabei in Kauf genommen. Während der jeweiligen Testfahrten werden die Reglerparameter nicht verändert, wodurch die Ergebnisse für die jeweilige Geschwindigkeit vergleichbar werden. Insgesamt ergeben sich vier unterschiedliche Kombinationen (Kombi) aus den Kalman-Filter-Varianten und den VBPs. Für jede Kombination werden auch hier 4 Runden gefahren. Die erste Runde wird erneut, auf Grund von Einschwingvorgängen des Fahrzeugs durch den Regler, zu Beginn der Messfahrt gelöscht. Die Regelgüte wird, wie zuvor, mit der Berechnung eines RMS_{Ta} aus den Querabweichungen zur Soll-Trajektorie bestimmt. In den nachfolgenden Tabellen werden die Art des Berechnungspunktes, dynamisch (dyn) oder statisch (stat) und das benutzte Kalman-Filter, Variante 1 (Var 1) oder Variante 2 (Var 2) aufgeführt. In Variante 1 des Kalman-Filters wird der Schwimmwinkel β nicht berücksichtigt. Als nächstes wird der Abstand des VBP zum geometrischen Schwerpunkt des Fahrzeugs aufgeführt, wobei sich dieser beim dynamischen VBP anhand des jeweiligen Prädiktionsmodells ergibt. Die Ergebnisse werden als RMS_{Ta} , jeweils einzeln für die Trassenelemente und für die gesamte Messfahrt aufgeführt.

In Tabelle 48 werden die Ergebnisse für eine Geschwindigkeit von 10 cm/s gegenübergestellt. Bei dem Vergleich der Ergebnisse fällt sofort auf, dass sich keine signifikanten Unterschiede zwischen den unterschiedlichen Kombinationen erkennen lassen. Lediglich im Klothoidenbereich ist für die Kombination 1 und 4 eine leichte Verschlechterung des RMS_{Ta} zu erkennen. Diese ist im Rahmen der Messgenauigkeit jedoch nicht signifikant.

Tabelle 48: Ergebnisse der Messfahrt für eine Geschwindigkeit von 10 cm/s
(PID-Regler; $K_P = 25$, $T_n = 0,5$ min, $T_v = 0,001$)

Kombi	VBP	Kalman	Abstand VBP	Linie [m]	Klothoide [m]	Kreis [m]	Gesamt [m]
1	Ja (dyn)	Var 1	100 ms	0,002	0,003	0,002	0,002
2	Ja (dyn)	Var 2 (β)	100 ms	0,002	0,002	0,002	0,002
3	Ja (stat)	Var 1	1 cm	0,002	0,002	0,002	0,002
4	Ja (stat)	Var 2 (β)	1 cm	0,002	0,003	0,002	0,002

Die Ergebnisse für eine Geschwindigkeit von 20 cm/s werden in Tabelle 49 aufgeführt. Im Vergleich zwischen dynamischen und statischen VBP erreicht der statische VBP mit einem Gesamt- RMS_{Ta} von 6 - 7 mm eine deutlich schlechtere Regelgenauigkeit, als die Kombinationen mit dem dynamischen VBP. Besonders im Kurven- und Klothoidenbereich lässt sich eine schlechtere Regelgenauigkeit erkennen, was auf die in Fahrtrichtung lineare Anordnung des statischen VBP zurückzuführen ist. In Kombination 3 erreichen alle drei Trajektorien-Elemente einen RMS_{Ta} von 7 mm. Durch die bessere Vorausberechnung der Fahrzeugposition, erreichen die dynamischen VBPs eine höhere Genauigkeit bei der Regelgüte. Beim Vergleich der beiden dynamischen VBPs, erreicht die Kombination ohne Berücksichtigung des Schwimmwinkels eine Regelgenauigkeit von 4 mm bei dem RMS_{Ta} der Kreis-Elemente und dem Gesamt- RMS_{Ta} . Diese ist um 1 mm schlechter als bei Kombination 2, die den Schwimmwinkel berücksichtigt. Ein ähnliches Ergebnis erhält man bei Verwendung der statischen VBPs bei den Kombinationen 3 und 4. Dies bestätigt das Ergebnis der oben durchgeführten Abschätzung. Aus statistischer Sicht fällt der Betrag der Abweichung zwischen Kombinationen 1 und 2 bzw. 3 und 4 in den Konfidenzbereich, der in Kapitel 5.1 bestimmten Messgenauigkeit, wodurch das Ergebnis statistisch nicht gesichert ist. Da die Kurvenelemente aber einen deutlich höheren Anteil an der Gesamt-Soll-Trajektorie (ca. 70%) haben, werden in diesem Bereich sehr viel mehr Messungen durchgeführt, als bei den anderen Trajektorien-Elementen. Dadurch kann das Ergebnis als plausibel angesehen werden.

Tabelle 49: Ergebnisse der Messfahrt für eine Geschwindigkeit von 20 cm/s
(P-Regler, $K_P = 25$)

Kombi	VBP	Kalman	Abstand	Linie	Klothoide	Kreis	Gesamt
1	Ja (dyn)	Var 1	100 ms	0,003	0,003	0,004	0,004
2	Ja (dyn)	Var 2 (β)	100 ms	0,003	0,003	0,003	0,003
3	Ja (stat)	Var 1	2 cm	0,007	0,007	0,007	0,007
4	Ja (stat)	Var 2 (β)	2 cm	0,004	0,005	0,006	0,006

Fazit

Bei dieser durchgeführten Untersuchung konnte gezeigt werden, dass im Simulator bei Geschwindigkeiten von 10 cm/s sowohl der statische, als auch der dynamische VBP zur Minimierung der Totzeit verwendet werden können. Die Berücksichtigung des Schwimmwinkels bei der Prädiktion im Kalman-Filter kann in diesem Geschwindigkeitsbereich vernachlässigt werden. Bei 20 cm/s ist der dynamische VBP dem statischen VBP vorzuziehen. Auf Grund der besseren Beschreibung der Fahrzeugbewegung im Prädiktions-Modell ist eine höhere Regelgenauigkeit zu erreichen. Durch die Berücksichtigung des Schwimmwinkels in diesem Geschwindigkeitsbereich wird keine signifikante Verbesserung der Regelgüte erzielt. Jedoch lässt sich eine Verbesserung durch die Berücksichtigung des Schwimmwinkels als Tendenz erkennen und für diese Messanordnung theoretisch berechnen.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Ziel dieser Arbeit war es, ein System zu entwickeln, das einerseits Hardware-In-The-Loop-Simulationen der wichtigsten Fahrzeugmodelle des Straßenbaus zulässt, andererseits auch Test szenarios innerhalb der Software für weitere Entwicklungen ermöglicht. Weiter sollten verschiedene Sensorkombinationen und Kalman-Filter-Ansätze im Simulator getestet und analysiert werden.

Zur Vorbereitung der Lösung dieser Aufgabe wurde in Kapitel 1 ein kurzer allgemeiner Abriss zur Entwicklung der Baumaschinensteuerung gegeben. Weiter wurden die wichtigsten Begriffe der Regelungstechnik erklärt und die Integration des Regelprozesses in den Bauprozess beschrieben. Unter anderem wurden auch bestehende Systeme zur Regelung und Steuerung von Baumaschinen beschrieben und die Effizienzsteigerung durch die Automation des Bauprozesses aufgeführt.

Für die Integration der Fahrzeugmodelle im Simulator wurden in Kapitel 2 die geometrischen und physikalischen Lenkmodelle aufgeführt und erklärt. Dies waren im Einzelnen das Einspurmodell für vorderradgelenkte Radfahrzeuge, das allgemeine Einspurmodell für Radfahrzeuge und das Raupenmodell. Für das allgemeine Einspurmodell konnten die zu berechnenden Radien auf den im Knickpunkt resultierenden Radius erweitert werden. Zusätzlich fand für anschließende Untersuchungen eine geometrische Beschreibung der Werkzeuge für Motorgrader, Planierraupe und Asphaltfertiger statt. Darüber hinaus wurde eine kurze Einführung in die Verwendung des diskreten Kalman-Filters gegeben und verschiedene Adaptionen des Kalman-Filters für Untersuchungen im Simulator vorgestellt.

Das dritte Kapitel widmete sich vertiefend der System- und Regelungstheorie. Dabei wurden die im Simulator implementierten Regler erklärt und die Berechnung der Regelgüte vorgestellt. Für die Regelgüte wurde der *RMS* gewählt, der sich aus den Querabweichungen einer Messfahrt berechnet. Dadurch ist gewährleistet, dass die Regelgüte unterschiedlicher Messfahrten vergleichbar wird. Des Weiteren wurde der vorgezogene Berechnungspunkt zur Stabilisierung der Querregelung eingeführt. Zusätzlich wurde ein Überblick der verwendeten Sensoren in der Baumaschinensteuerung und im Simulator gegeben. Zur besseren Abschätzung der zu erwartenden Genauigkeiten wurden Genauigkeitsuntersuchungen der verwendeten Tachymeter und Reflektoren durchgeführt. Hierbei fielen bei Leica Reflektoren GPR122 und GPR101 und bei dem Trimble® Reflektor Effekte bis zu 1 mm auf, die das Messergebnis verfälschen können. Beim MT1000 von Trimble® betragen diese Effekte bis zu 2 mm. Am Ende des dritten Kapitels wurde das Verfahren der lokalen Sensitivitätsanalyse vorgestellt. Mit diesem Verfahren wurden Genauigkeitsuntersuchungen verschiedener Sensorkombinationen im Zusammenspiel der Werkzeugmodelle aus Kapitel 2 durchgeführt. Dabei konnten Genauigkeitsvorgaben für verschiedene Sensoren gemacht werden, um vorgegebene Toleranzen des Straßenbaus einzuhalten. Des Weiteren konnte eine vierzigprozentige Verbesserung der Orientierungsgenauigkeit, mit Hilfe der Berechnung einer ausgleichenden Geraden durch die gemessene Punktfolge, festgestellt werden.

Die Beschreibung der hard- und softwaretechnischen Umsetzung des Simulators erfolgt in Kapitel 4. Dabei wurde zunächst das bestehende System erklärt und anschließend die Erweiterungen des Systems um die verschiedenen Softwaremodule aufgeführt. Eine kurze Erklärung zur Definition von Schnittstellen, Datenorganisation und Datenhaltung innerhalb des Systems wurde ebenfalls gegeben. Durch die Erweiterung der Sensorschnittstelle konnten neben dem Tachymeter Leica TCRP 1201 nun auch die beiden Tachymeter Leica TS30 und Trimble® SPS930 in das Simulatorsystem integriert werden. Für das Trimble® SPS930 wurde in diesem Zusammenhang ein eigenes Stationierungs- und Messmodul umgesetzt.

Der Prozess zur Berechnung einer Übertragungsfunktion (Kalibrierfunktion) zwischen Lenkwinkel und Potentiometer der Fernsteuerung konnte vollständig für alle Lenkmodelle aus Kapitel 2 automatisiert werden. Der Zeitaufwand der manuellen Kalibrierung (1 Tag) konnte auf 15 - 45 Minuten reduziert werden. Als Stellvertreter für das allgemeingültige Lenkmodell wurde der Modell-LKW zum Hecklenker modifiziert. Das Fahrzeugmodell der Vorderradlenkung und das Fahrzeugmodell der Hinterradlenkung konnten mit einer linearen Kalibrierfunktion beschrieben werden. Da die Raupe nicht über eine Lenkung im herkömmlichen Sinne gesteuert werden kann, wurde für diese ein Steueralgorithmus entwickelt, der sich ebenfalls mit nur einem Parameter steuern lässt. Dadurch

wurde gewährleistet, dass die Raupe mit denselben Reglern betrieben werden kann, wie die Radfahrzeuge. Der Steueralgorithmus konnte dabei so ausgelegt werden, dass die Raupe auch bei Kurvenfahrten eine konstante Geschwindigkeit beibehält. Für die Raupe musste die Kalibrierfunktion durch eine Hermite-Interpolation approximiert werden. Dabei konnte gezeigt werden, dass auf diesem Weg eine Möglichkeit besteht, eine Kalibrierung für eine modellunabhängige Vorsteuerung durchzuführen. Des Weiteren kann die automatische Lenkkalibrierung zur Überprüfung der mathematischen Fahrzeugmodelle herangezogen werden.

Zum Testen verschiedener Algorithmen vor der Implementierung konnte im Rahmen dieser Arbeit ein Softwaresimulator entwickelt werden. Mit diesem war es möglich, neben unterschiedlichen Kalman-Filtern, auch das Verhalten verschiedener Regler zu untersuchen, bevor diese in das eigentliche Steuermodul implementiert wurden. Dabei wurden anhand der mathematischen Fahrzeugmodelle Messwerte simuliert, die mit unterschiedlichen Genauigkeiten verfälscht werden konnten. Unter anderem war es mit dem Softwaresimulator möglich, einen Fehler im Algorithmus der Vorsteuerung aufzudecken. Auf Grund der erzielbaren Messgenauigkeit ist dieser jedoch nicht signifikant. Neben dem Softwaresimulator ist es ebenfalls möglich bisher aufgezeichnete Daten einer Messfahrt noch einmal abzuspielen, um eine Messfahrt mit Realdaten zu simulieren. Dadurch können neue Algorithmen direkt im Steuermodul getestet werden, bevor dieses mit den ferngesteuerten Modellen eingesetzt wird. Dies verkürzt die Entwicklungszeit einzelner Sub-Module und vereinfacht die Implementierung im Simulator.

Im Rahmen des Steuermoduls konnten neue Soll-Trajektorien in das System integriert werden. Neben der Form eines Ovals ist nun auch eine Trajektorie in Form einer Acht und in Form einer Niere vorhanden. Dadurch können die Lenkeigenschaften der Fahrzeuge im System im gesamten Dynamikbereich getestet werden. Das Steuermodul selbst konnte durch die Definition von internen Schnittstellen und dem modularen Aufbau noch flexibler für weitere Adaptionen gestaltet werden. Dadurch wird es möglich, schnell neue Kalman-Filter oder Regler zu implementieren, die getestet werden sollen. Im Rahmen der Arbeit konnten verschiedene Adaptionen eines diskreten Kalman-Filter in Verbindung mit unterschiedlichen Reglern erfolgreich getestet werden.

Alle oben genannten Modelle konnten in das System integriert werden und wurden im Rahmen von Testfahrten auf ihre Funktionsfähigkeit hin überprüft. Für die Raupe z.B. ist die erreichte Regelgüte auf einem Oval mit einem PID-Regler 2 mm. Bei einem Mehrgrößenregler für den Hecklenker konnte eine Regelgüte von 3 mm erreicht werden. Zur Trennung zwischen Regelgüte und Messgenauigkeit wurde zusätzlich zu den Tachymetern ein Laser-Tracker AT901 der Firma Leica in das System integriert. Als Ergebnis konnten systematische Effekte auf Grund der 360°-Reflektoren während des Regelprozesses sichtbar gemacht werden. Des Weiteren konnte die Messgenauigkeit für das Leica TCRP 1201 in Verbindung mit dem GRZ101-Reflektor auf 2 mm (bestes Ergebnis bei einer Zielweite von 5 - 9 m; 5% Irrtumswahrscheinlichkeit) bestimmt werden. Für den SPS930 in Verbindung mit dem MT1000-Reflektor ergeben sich eine Messgenauigkeit von 4 mm (bestes Ergebnis bei einer Zielweite von 15 - 19 m; 5% Irrtumswahrscheinlichkeit). Einen Einfluss auf die erreichten Genauigkeiten haben hier die systematischen Effekte der Reflektoren. So ist beim SPS930 in Verbindung mit einem MT900 eine höhere Regelgüte zu erwarten, da dieser Reflektor höhere Genauigkeiten bei den Untersuchungen in Kapitel 3.4.2 erreichte. Dieser Reflektor konnte jedoch nicht an die bestehenden Modelle adaptiert werden. Gelingt es künftig alle systematischen Effekte der 360°-Reflektoren zu beseitigen, können voraussichtlich Regelgenauigkeiten im Sub-Millimeter-Bereich in Laborumgebung erreicht werden.

Beim Vergleich der beiden in Kapitel 2 vorgestellten Kalman-Filter konnte gezeigt werden, dass beide Kalman-Filter-Varianten bei einer Geschwindigkeit von 10 cm/s das gleiche Ergebnis liefern. Ab einer Geschwindigkeit von 20 cm/s lässt sich eine Tendenz feststellen, dass die Berücksichtigung des Schwimmwinkels (Kalman-Filter Variante 2) eine Verbesserung der Regelgüte bewirkt. Aus statistischer Sicht und im Rahmen der erreichbaren Messgenauigkeit ist diese Qualitätssteigerung jedoch nicht signifikant. Bei Geschwindigkeiten über 20 cm/s sind ein dynamischer „Vorgezogener Berechnungspunkt“ (VBP) einem statischen VBP vorzuziehen. Bei Geschwindigkeiten von 20 cm/s konnten durch verwenden eines dynamischen VBP signifikante Steigerungen der Regelgüte um den Faktor zwei festgestellt werden. Bei Geschwindigkeiten bis 10 cm/s war dies nicht der Fall.

Zusammenfassend kann gesagt werden, dass das einfache Steuermodul aus GLÄSER (2007) um viele Module erweitert werden konnte, die sowohl zur Entwicklung, als auch zur Verbesserung des Gesamtsystems beitragen. Des Weiteren konnte durch die Erneuerung der Sensorschnittstelle der Weg freigemacht werden, weitere Sensoren flexibel in das System zu integrieren. Mit dem System ist es nun möglich, neben Fahrzeugen mit Vorderradlenkung, auch Fahrzeuge mit Ketten und Hecklenkung im Regelprozess zu untersuchen und neue Erkenntnisse zu erlangen. Dadurch können Lenk- und Fahrverhalten im Labor untersucht werden, was eine Aufwandsersparnis bezüglich der Modifikation von Baumaschinen bedeutet. Verschiedene Kalman-Filter können modular ausgetauscht und individuell mit dem entsprechenden Fahrzeug untersucht werden. Insgesamt wird das System einen Beitrag zur Evaluierung von Filter- und Regelalgorithmen, in Verbindung mit unterschiedlichen Sensoren, im Bereich der Baumaschinensteuerung leisten können.

Ausblick

Trotz der großen Fortschritte innerhalb des Simulatorsystems muss zukünftig die Implementierung einer Höhenregelung forciert werden. Vorarbeiten für die Weiterentwicklung auf diesem Gebiet wurden innerhalb dieser Arbeit durchgeführt. Zwangsläufig müssen größere Modell-Fahrzeuge gebaut werden, um entsprechenden Werkzeuge an den Modellen adaptieren zu können. Des Weiteren sollten diese Modelle so ausgelegt werden, dass diese auch im Outdoor-Bereich funktionsfähig sind. Dadurch wird es möglich auch GNSS-Positionssensoren im Regelkreis zu testen. Neben den geodätischen Empfängern wird es immer interessanter Low-Cost-GPS-Empfänger für kinematische Anwendungen zu untersuchen. Durch die Möglichkeit Phasen-Daten auf der L1-Frequenz zu empfangen, werden hier bisher Positionslösungen im Dezimeter-Bereich in Echtzeit möglich. Gerade für Tests neuer Algorithmen bezüglich GPS-RTK-Lösungen im Low-Cost-Bereich, kann ein solches System einen guten Beitrag leisten. Zu diesem Zweck wird am IIGS gerade ein Outdoor-Simulator aufgebaut.

Neben weiteren Positionssensoren sollten auch Kreisel- und Beschleunigungssensoren zur Messung der räumlichen Orientierung und der Dynamik im Simulatorsystem integriert werden. Durch verbesserte Sensoren im MEMS-Bereich (Micro-Electro-Mechanical Systems), bieten sich gerade diese für weitere Untersuchungen im Bereich der Baumaschinensteuerung an, um zukünftig kostengünstigere Systeme zu entwickeln. Neben Einzelsensoren ist auch die Untersuchung von inertialen Messeinheiten (IMU) auf MEMS-Basis in Verbindung mit GNSS-Sensoren oder Tachymetern interessant.

Weiter sollten die bisherigen Regelalgorithmen soweit erweitert werden, dass auch diese für flexible Geschwindigkeiten eingesetzt werden können. Gerade durch flexible Geschwindigkeiten wird der Regelprozess zur Fahrzeugführung nicht-linear. Verbesserungen in der Regelung bezüglich nicht-linearer Modelle sind z.B. durch Einsatz von Zustandsreglern (Kramer 2008, Lunze 2010b) oder durch prädiktive Regler (DITTMAR/PFEIFFER 2004) zu erwarten. Die in dieser Arbeit vorgestellten Kalman-Filter-Ansätze können dabei zur Zustandsprädiktionen in diesen Regelkreisen eingesetzt werden.

Für die weitere Entwicklung von Filteralgorithmen und zum Testen unterschiedlicher Sensoren, kann das weiterentwickelte Simulatorsystem sehr gut eingesetzt werden. Dabei muss einer der nächsten Schritte sein, die neu gewonnenen Erkenntnisse an den jeweiligen Baumaschinen selbst zu testen. Dadurch können Unterschiede zwischen dem Hardware-In-The-Loop-Simulator und der Realität aufgedeckt und beseitigt werden. Hierfür muss das Simulationskonzept des Baumaschinensimulators auf eine vierte Stufe erweitert werden (vgl. Abbildung 117). Zukünftige Entwicklungen in diesem Bereich bleiben spannend und stellen auch für die Geodäsie weitere Herausforderungen dar.

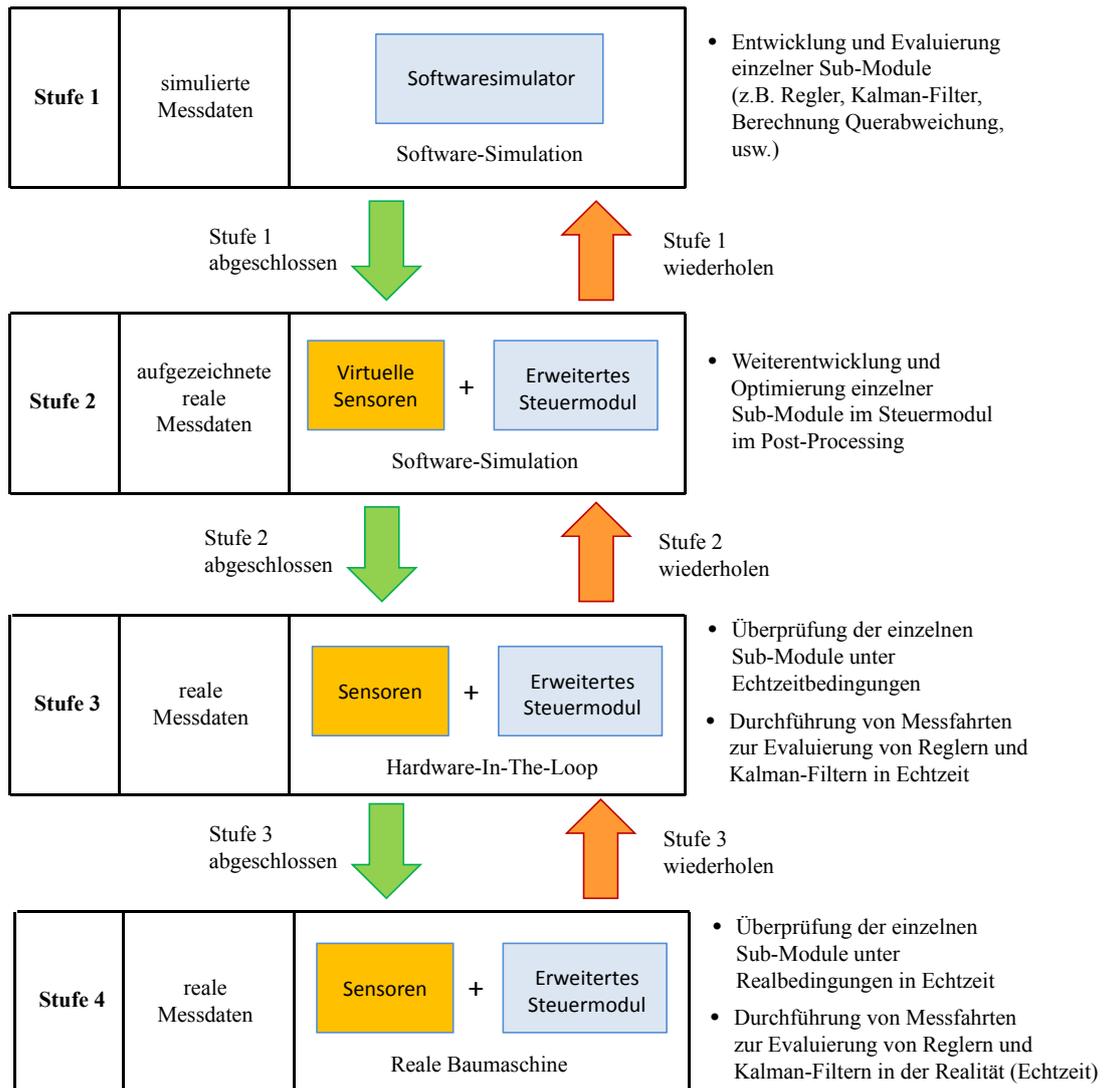


Abbildung 117: Erweitertes Simulationskonzept

Literatur

- AMRHEIN, M., GERTH, M. (2002): Vermessungsarbeiten beim Bau der Festen Fahrbahn. EI – Eisenbahningenieur (53) 1/2002. Tetzlaff Verlag, Darmstadt.
- AUSSEMS, T. (1999): Positionsschätzung von Landfahrzeugen mittels KALMAN-Filterung aus Satelliten- und Koppelnavigationsbeobachtungen. Veröffentlichungen des Geodätischen Instituts der Rheinisch-Westfälischen Technischen Hochschule Aachen, Nr. 55, Aachen
- BARTELME, N. (2005): Geoinformatik: Modelle, Strukturen, Funktionen. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- BAUER, M. (2011): Vermessung und Ortung von Satelliten – GPS und andere satellitengestützte Navigationssysteme. Wichmann Verlag, Heidelberg.
- BAYER, G. (2004): Geometrische Führung von Baumaschinen. Kinematische Messmethoden – Vermessung in Bewegung. DVW – Schriftenreihe, Band 45, Wißner Verlag, Augsburg S.215-232.
- BEETZ, A. (2003): Entwicklung ausgewählter Komponenten eines Regelkreises und deren Realisierung in einem Testsystem. Unveröffentlichte Diplomarbeit am Institut für Anwendungen der Geodäsie im Bauwesen (IAGB) der Universität Stuttgart.
- BEETZ, A., SCHWIEGER, V. (2008): Integration of Controllers and Filter Algorithms for Construction Machine Guidance. Proceedings of the 1st International Conference on Machine Control and Guidance, Zürich, Schweiz, 24.-26-06.2008. ETH Zürich.
- BEETZ, A., SCHWIEGER, V. (2010): Enhancement of the Control Quality by an Automatic Calibration Procedure using the Example of a Construction Machine Simulator. Proceedings of the 2nd International Conference on Machine Control and Guidance, Bonn, 9.-11.03.2010. Universität Bonn.
- BENNING, W. (2007): Statistik in Geodäsie, Geoinformation und Bauwesen. Wichmann Verlag, Heidelberg.
- BERGER, M. (2001): Grundkurs der Regelungstechnik. Books on Demand GmbH, Norderstedt.
- BERNER, F., KOCHENDÖRFER, B., SCHACH, R. (2009): Grundlagen der Baubetriebslehre 3 - Baubetriebsführung. Vieweg + Teubner, Wiesbaden.
- BILLINGER, H. (2008): Automatisierung von Bauprozessen. Geodätisches Kolloquium Stuttgart 12.12.2008.
- BUSCH, P. (2009): Elementare Regelungstechnik (7. Auflage). Vogel Buchverlag, Würzburg.
- CROSSBOW (2011): CXTD – Digital Tilt and Acceleration Sensor. www.xbow.com
- DEUMLICH, F., STAIGER, R. (2001): Instrumentenkunde der Vermessungstechnik. Herbert Wichmann Verlag, Heidelberg.
- DIETZ, E.-N., FRITSCHI, J., H.-J. MÖNICKE (1997): Arbeiten und Ergebnisse des Teilprojektes D1 - Zielverfolgungssysteme (S. 191-210). Abschlussbericht. Sonderforschungsbereich 228 „Hochgenaue Navigation – Integration navigatorischer und geodätischer Methoden“. Universität Stuttgart.
- DIN 18202: Toleranzen im Hochbau - Bauwerke. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN 18315: VOB Vergabe- und Vertragsordnung für Bauleistungen –Teil C: Allgemeine Technische Vertragsbedingungen für Bauleistungen (ATV) – Verkehrswegebauarbeiten – Oberbauschichten ohne Bindemittel. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN 18316: VOB Vergabe- und Vertragsordnung für Bauleistungen –Teil C: Allgemeine Technische Vertragsbedingungen für Bauleistungen (ATV) –Verkehrswegebauarbeiten – Oberbauschichten mit hydraulischen Bindemitteln. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN 18317: VOB Vergabe- und Vertragsordnung für Bauleistungen –Teil C: Allgemeine Technische Vertragsbedingungen für Bauleistungen (ATV) –Verkehrswegebauarbeiten – Oberbauschichten aus Asphalt. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN 18710-1: Ingenieurvermessung - Teil 1: Allgemeine Anforderungen. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN 19226-1 (1994): Regelungstechnik und Steuertechnik – Allgemeine Grundbegriffe – Teil 1. Beuth Verlag, Berlin.
- DIN 19226-4 (1994): Regelungstechnik und Steuertechnik – Begriffe für Regelungs- und Steuersysteme – Teil 4. Beuth Verlag, Berlin.
- DITTMAR, R., PFEIFFER, B.-M. (2004): Modellbasierte prädiktive Regelung: Eine Einführung für Ingenieure, Oldenbourg.

- DUDZINSKI, P., (2005): Lenksysteme für Nutzfahrzeuge. Springer Verlag Berlin, Heidelberg.
- ECKERMANN, E. (1998): Technikgeschichte Modelle und Rekonstruktionen - Die Achsschenkelenkung und andere Fahrzeug-Lenksysteme. Deutsches Museum.
- EICHHORN, A. (2005): Ein Beitrag zur parametrischen Identifikation von dynamischen Strukturmodellen mit Methoden der adaptiven Kalman Filterung. DGK, Reihe C, Heft 585, München.
- ENDO, D., OKADA, Y., NAGATANI, K., YOSHIDA K. (2007): Path Following Control for Tracked Vehicles Based on Slip-Compensating Odometry Proceedings of the 2007 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, San Diego, USA.
- ENGELN-MÜLLGES, G., NIEDERERDRECK, K., WODICKA, R. (2005): Numerik-Algorithmen - Verfahren, Beispiele, Anwendungen. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- FABECK, W. von (1980): Kreiselgeräte. Vogel Verlag, Würzburg.
- FAVRE, C., HENNES, M. (2000): Zum Einfluss der geometrischen Ausrichtung von 360°-Reflektoren bei Messungen mit automatischer Zielerfassung. Vermessung Photogrammetrie Kulturtechnik (VPK) 2/2000, S.72-78 SIGImedia AG, Scherz, Schweiz.
- FÖLLINGER, O. (1994): Regelungstechnik. Einführung in die Methoden und ihre Anwendung. Hüthig Verlag, Heidelberg.
- FRITSCH, D. (2011): Skript zur Vorlesung Ausgleichsrechnung und Statistik II. Institut für Photogrammetrie, Universität Stuttgart. www.ifp.uni-stuttgart.de.
- FRITSCH, F. N., CARLSON, R. E (1980): Monotone Piecewise Cubic Interpolation. SIAM J. Numerical Analysis, Vol. 17, pp.238-246.
- GELB, A. (1974): Applied Optimal Estimation. The M.I.T. Press, Massachusetts Institute of Technology. Cambridge, Massachusetts and London, England.
- GEORGI, W., METIN, E. (2009): Einführung in LabView™. 4.Auflage. Carl Hanser Verlag GmbH & CO. KG, Leipzig.
- GLÄSER, A. (2007): Ein modulares System zur Automatisierung hochgenauer Positionierungs- und Führungsaufgaben im Bauwesen. Dissertation am Institut für Anwendungen der Geodäsie im Bauwesen, Universität Stuttgart, Elektronische Publikation. http://elib.uni-stuttgart.de/opus/volltexte/2007/3169/pdf/Diss_Glaeser.pdf.
- GOMACO (2010): Produktbeschreibung Gleit-schalungsfertiger Commander III. www.comago.com
- HÄBLER, J., WACHSMUT, H. (1994): Formelsammlung für den Vermessungsberuf. (Lernmaterialien) – 5. Aufl. – Korbach: W. Bing-Verlag.
- HAKEN, K.-L. (2008): Grundlagen der Kraftfahrzeugtechnik. Hanser Verlag, München.
- HECK, B. (2003): Rechenverfahren und Auswertemodelle der Landesvermessung – Klassische und moderne Methoden. 3. Auflage. Herbert Wichmann Verlag, Heidelberg.
- HEIKKILÄ, R., JAAKKOLA, M. (2003): Automatic Control of Road Construction Machinery - Feasibility and Requirements. Proceedings of 20st International Symposium on Automatization and Robotics in Construction, Eindhoven, Netherlands.
- HERRMANN, N. (2007): Höhere Mathematik – für Ingenieure, Physiker und Mathematiker. Oldenburg Verlag, München.
- HOFFMANN, J. (2010): Taschenbuch der Messtechnik. Hanser Fachbuchverlag München.
- IMAR (2011): Produktübersicht. www.imar.de
- INGENSAND, H.(2001): Systematische Einflüsse auf praktische Messungen mit dem Tachymeter und Digitalnivellier, DVW Schriftenreihe 42/2001, Qualitätsmanagement in der geodätischen Messtechnik. S. 120-137. Wittwer Verlag Stuttgart.
- ISERMANN, R. (1988): Identifikation dynamischer Systeme. Springer-Verlag Berlin, Heidelberg, New York, Paris, Tokyo.
- ISERMANN, R. (2006): Fahrdynamik-Regelung: Modellbildung, Fahrerassistenzsysteme, Mechatronik. Vieweg + Teubner Verlag, GWV Fachverlage GmbH, Wiesbaden.
- KALMAN, R.E. (1960): A New Approach to Linear Filtering and Prediction Problems. Transactions of the ASME – Journal of Basic Engineering, Volume 82, Series D, p. 35-45.

- KAHMEN, H., RETSCHER, G. (1999): Precise 3-D Navigation of Construction Machine Platforms. in: Papers presented at the 2nd International Workshop on Mobile Mapping Technology, April 21-23, 1999, Bangkok, Thailand, pp. 5A.2.1-5A.2.5.
- KAHMEN, H., (2005): Vermessungskunde. Walter De Gruyter Verlag, Berlin, New York.
- KEHL, S. (2007): Querregelung eines Versuchsfahrzeugs entlang vorgegebener Bahnen. Shaker Verlag, Aachen.
- KIRSCHNER, H., STEMPFHUBER, W. (2008): The Kinematic Potential of Modern Tracking Total Stations - A State of the Art Report on the Leica TPS1200+. MCG-Proceedings, pp. 51-60. ETH Zürich.
- KÖNIG, H. (2008): Maschinen im Baubetrieb - Grundlagen und Anwendung. Vieweg + Teubner Verlag, GWV Fachverlage GmbH, Wiesbaden.
- KRAMER, U. (2008): Kraftfahrzeugführung: Modelle- Simulation- Regelung. Hanser Verlag, München.
- KUNZE, J., GÖHRING, H., JACOB, K. (2002): Baumaschinen - Erdbau und Tagebaumaschinen. Vieweg Verlag, Braunschweig, Wiesbaden.
- KUNZE, G. (2011): Fachskript Transport- und Baumaschinentechnik - Einleitung. Elektronische Ressource. www.baumaschine.de
- LE, A. T., (1999): Modelling and Control of Tracked Vehicles. Dissertation an der Universität Sidney (The University of Sydney), Elektronische Publikation. <http://www.cas.edu.au/download.php/Le1999-PhDThesis.pdf?id=1222>
- LEICA (2004): Technische Daten: TPS 1200. www.leica-geosystems.com.
- LEICA (2009a): Technische Daten: Leica TS30. www.leica-geosystems.com.
- LEICA (2009b): Leica TS30 White Paper. www.leica-geosystems.com.
- LEICA (2010): Vermessungsreflektoren White Paper. www.leica-geosystems.com.
- LEICA (2011a): Produktflyer - Leica SP Technology. www.leica-geosystems.com.
- LEICA (2011b): Produktflyer - Leica PowerGrade-Intelligente Systeme für Planiermaschinen. www.leica-geosystems.com.
- LEICA (2011c): Produktflyer - Leica PCMM Systemspezifikationen - Leica Absolute Tracker und Leica T-Produkte. www.leica-geosystems.com
- LEICA (2011d): Produktflyer - Leica Referenzdienst - Ein System - ein Dienst ein Ansprechpartner (Leica SmartNet). www.leica-geosystems.com
- LEMMON, T., JUNG, R. (2005): Trimble® S6-Totalstation mit Magdrive-Servotechnologie. www.trimble.com
- LIEBHERR (2011): Produktbeschreibung Planier-raupe 724. www.liebherr.com
- LIENHART, W., ZOGG, H. M., NINDLE, D. (2009): Innovative Lösungen zur Erreichung höchster Genauigkeit und Geschwindigkeit am Beispiel der TS30 Totalstation von Leica Geosystems. Allgemeine Vermessungs-Nachrichten 11-12/2009. Wichmann Verlag, Heidelberg.
- LIU, Y., LIU, G. (2007): Kinematics and Interaction Analysis for Tracked Mobile Manipulators Proceedings of the 2007 IEEE/RSJ International Conference on Intelligent Robots and Systems, San Diego, USA.
- LÖSLER, M. (2011): JAG3D -Open Source Programm für Netzausgleichung und Deformation. <http://derletztekick.com/>
- LUNZE, J. (2010a): Regelungstechnik 1 (8. Auflage). Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- LUNZE, J. (2010b): Regelungstechnik 2 (6. Auflage). Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- MANN, H., SCHIFFELGEN, H., FRORIEP, R. (2005): Einführung in die Regelungstechnik- Analoge und digitale Regelung, Fuzzy-Regler, Regler-Realisierung, Software. Hanser Verlag, München Wien.
- MAYR, R. (2001): Regelungsstrategien für automatische Fahrzeugführung. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg.
- MERZ, L., JASCHEK, H. (2003): Grundkurs der Regelungstechnik (14. Auflage). Oldenbourg Verlag, München, Wien.
- MERZIGER, G., WIRTH, T. (2006): Repetitorium der höheren Mathematik. Binomi Verlag, Springe.
- MEYER, H. J. (2002): Systeme zur leitdrahtlosen Nivellierung von Straßenfertigern. www.baumaschine.de
- MEYER, H. J. (2003): Anwendung von geodätischen Positionsmesssystemen in Straßenbaumaschinen. Baumaschinentechnik 2003 - Erfahrungen, Methoden, Innovationen - Fachtagung 20./21.03.2003 Dresden, Heft Nr. 23 Der Schriftenreihe der Forschungsvereinigung Bau- und Baustoffmaschinen 2003.
- MITSCHE, M., WALLENTOWITZ, H. (2004): Dynamik der Kraftfahrzeuge (4. Auflage). Springer Verlag Berlin, Heidelberg.

- MÖHLENBRINK, W., KUHLMANN, H., DÜNISCH, M. (2002): Vermessung "Feste Fahrbahn", Verfahren zur Vermessung der Bauart „feste Fahrbahn“. Eisenbahn-Ingenieurkalender 2002, Tetzlaff-Verlag, Hamburg.
- MÖHLENBRINK, W., SCHWIEGER, V. (2006): Navigation and Control of Construction Processes. Proceedings of XXIII International FIG Congress, München, Deutschland, 8 – 13, Oktober 2006.
- NIEMEIER, W. (2008): Ausgleichsrechnung. Walter De Gruyter Verlag, Berlin, New York.
- PELZER, H. (1985): Statische, kinematische und dynamische Punktfelder. In: Pelzer, H. (Hrsg.): Geodätische Netze in Landes- und Ingenieurvermessung II, Wittwer-Verlag, Stuttgart.
- RAL (2001): Richtlinien für die Standardisierung des Oberbaues von Verkehrsflächen (RStO 01). FGSV Verlag, Köln.
- RAMM, K. (2008): Evaluation von Filter-Ansätzen für die Positionsschätzung von Fahrzeugen mit den Werkzeugen der Sensitivitätsanalyse. DGK, Reihe C, Heft 619, München.
- RAS-L (1995): Richtlinien für die Anlage von Straßen RAS – Teil: Linienführung RAS-L. FGSV Verlag, Köln.
- REIMPELL, J., BETZLER, J. (2005): Fahrwerktechnik: Grundlagen. Prof. Dr.-Ing. Jürgen W. Betzler (Hrsg.). Vogel Buchverlag, Würzburg.
- RETSCHER, G. (2001): Trajectory Determination for Machine Guidance Systems. in: Papers presented at the KIS2001 Symposium, June 5-9, 2001, Banff, Canada.
- RÜPPEL, U. (2007): Vernetzt-kooperative Planungsprozesse im Konstruktiven Ingenieurbau- Grundlagen, Methoden, Anwendungen und Perspektiven zur vernetzten Ingenieurkooperation. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg.
- SALTELLI, A., TARANTOLA, S., CAMPOLOGNGO, F., RATTO, M. (2004): Sensitivity Analysis in Practice – A Guide to Assessing Scientific Models. John Wiley & Sons, Ltd, Chichester, England.
- SAPOS® (2011): Satellitenpositionierungssystem der deutschen Landesvermessung SAPOS®. www.sapos.de
- SCHLEMMER, H. (1996): Grundlagen der Sensorik – Eine Instrumentenkunde für Vermessungsingenieure. Herbert Wichmann Verlag, Heidelberg.
- SCHWEITZER, J., SCHWIEGER, V. (2011): Modeling And Propagation Of Quality Parameters. QuGOMS '11. The 1st International Workshop on the Quality of Geodetic Observation and Monitoring Systems. Garching/München, Germany, 13 - 15 April, 2011 (in Vorbereitung).
- SCHWIEGER, V. (2005): Nicht-lineare Sensitivitätsanalyse gezeigt an Beispielen zu bewegten Objekten. Habilitationsschrift. Bayerische Akademie der Wissenschaften, München.
- SCHWIEGER, J., BEETZ, A. (2007): Optimierung von Regelalgorithmen zur Baumaschinensteuerung am Beispiel eines Simulators. Beiträge zum 15. Internationalen Ingenieurvermessungskurs, Graz, Herbert Wichmann Verlag, Heidelberg, S. 355-368.
- SCHWIEGER, V., BEETZ, A., WENGERT, M., SCHWEITZER, J. (2010): Echtzeit-Integration ingenieurgeodätischer Messsysteme in Bauregelkreise. Beiträge zum 16. Internationalen Ingenieurvermessungskurs, München, Herbert Wichmann Verlag, Heidelberg, S. 45-56.
- SHILLER, Z., SERATE, W., HUA, M. (1993): Trajectory Planning of Tracked Vehicles. Proceedings of 1993 IEEE International Conference on Robotics and Automation, Atlanta, USA.
- SIEBERTZ, K., VAN BEBBER, D., HOCHKIRCHEN, T. (2010): Statistische Versuchsplanung. Springer-Verlag, Berlin, Heidelberg.
- SÖHNITZ, I. (2001): Querregelung eines autonomen Straßenfahrzeugs. Fortschritt-Berichte VDI Meß, Steuerungs- und Regelungstechnik, Reihe 8, Nr.882, Braunschweig.
- STEMPFHUBER, W., (2004): Ein integritätswahrendes Messsystem für kinematische Anwendungen, Deutsche Geodätische Kommission, Vol. C, No. 576, München.
- STEMPFHUBER, W. (2009a): GNSS-Einsatz bei der Maschinensteuerung und -führung. DVW Schriftenreihe 57/2009, GNSS 2009: Systeme, Dienste, Anwendungen Beiträge zum 83. DVW-Seminar am 18. und 19. März 2009.
- STEMPFHUBER, W. (2009b): Verification of the Trimble Universal Total Station (UTS) Performance for Kinematic Applications, In: Grün/Kahmen (Eds), Optical 3-D Measurement Techniques IX, 2009, Vienna, FIG Commission 5 and 6, IAG Special Commission 4, ISPRS Commission 5, pp. 211-221.

- STEMPFHUBER, W. (2010): Tutorium: Bau- und Landmaschinensteuerung. 16. Internationaler Ingenieurvermessungskurs 2010, München. Tutoriumsunterlagen.
- STEMPFHUBER, W., INGENSAND H. (2008): Baumaschinenführung und -steuerung – Von der statischen zur kinematischen Absteckung. Verein für Vermessungswesen e.V. (Hrsg.): Zeitschrift für Geodäsie, Geoinformation und Landmanagement (ZfV), Heft 1, Wißner Verlag, Augsburg.
- STEMPFHUBER, W., WUNDERLICH, Th. (2004): Auf dem Weg zur Sensorsynchronisation von GPS und TPS für kinematische Messaufgaben, Allgemeine Vermessungs-Nachrichten (AVN), 05/2004.
- STURM, A. (2008): New Technologies for Telematics and Machine Control. Proceedings 1st International Conference on Machine Control & Guidance 24-26. Juni 2008, Seite 189-198. Eidgenössische Technische Hochschule Zürich.
- STURM, A. (2010): 3DMC² inertials – State of the Art dozer control solution. Proceedings 2nd International Conference on Machine Control & Guidance 9-11. März 2010, Seite 295. Institut für Geodäsie und Geoinformation der Rheinischen Friedrich-Wilhelms-Universität Bonn.
- SU, Z. (2009): Development of Steady-State Controllers and Implementation of an Updated Version of a Construction Machine Simulator. Unveröffentlichte Masterthesis am Institut für Anwendungen der Geodäsie im Bauwesen der Universität Stuttgart.
- TOPCON (2010): Produktbeschreibung: mmGPS - a new dimension of precision and productivity. www.topconpositioning.com
- TRIMBLE® (2003): Produktbeschreibung: Lösungen für präzise Erdarbeiten – Schnurlose Maschinenkontrolle. www.trimble.com
- TRIMBLE® (2007a): Produktbeschreibung: Trimble® Grade Control Systeme. www.trimble.com
- TRIMBLE® (2007b): Datenblatt: Trimble® SPS730 und SPS930 Universalstationen. www.trimble.com
- TRIMBLE® (2011a): Trimble Referenzdienst „Trimble VRS Now™“. www.trimble.com
- TRIMBLE® (2011b): Trimble® Knowledge Network Webseite. <http://tknsc.trimble.com/>
- UNBEHAUEN, R. (2002): Systemtheorie 1: Allgemeine Grundlagen, Signale und lineare Systeme im Zeit- und Frequenzbereich. Oldenbourg Wissenschaftsverlag, München.
- UNGER, J. (2004): Einführung in die Regelungstechnik (3. Auflage). Vieweg + Teubner Verlag, Wiesbaden.
- VÖGELE (2008a): SUPER 1800-2 saniert eine Start- und Landebahn in Island. Presseberichte. http://www.voegele.info/de/aktuelles_und_presse/jobreports/index.html
- VÖGELE (2008b): Produktbeschreibung Ausziehbohlen AB 500-2 und AB 600-2. www.voegel.info
- VÖGELE (2010): Produktbeschreibung Raupenfertiger Super 3000-2. www.voegel.info
- VÖGELE (2011): Produktbeschreibung 3D-Steuersysteme. www.voegel.info
- WANNINGER, L (2006): Netz-RTK. 66. DVW-Seminar, 21./22.02.2006, Darmstadt. In: "GPS und Galileo - Methoden, Lösungen und neueste Entwicklungen". DVW-Schriftenreihe, Band 49/ 2006, S. 59-69. Wißner-Verlag, Augsburg.
- WAYCON (2011): Produktbeschreibung Seilzugsensor. www.waycon.de
- WEICHERT, N., WÜLKER, M. (2000): Messtechnik und Messdatenerfassung. Oldenbourg Wissenschaftsverlag, München.
- WELSCH, W., HEUNECKE, O., KUHLMANN, H. (2000): Auswertung geodätischer Überwachungsmessungen. Herbert Wichmann Verlag, Heidelberg.
- WENDEL, J. (2007): Integrierte Navigationssysteme. Sensordatenfusion, GPS und Inertiale Navigation. Oldenbourg Wissenschaftsverlag, München.
- WIRTGEN (2006): Produktbeschreibung Gleit-schalungsfertiger SP1500. www.wirtgen.de
- WIRTGEN (2008): Produktbeschreibung Kaltfräse W2200. www.wirtgen.de
- WIRTGEN (2009): Produktbeschreibung Surface Miner 4200 SM. www.wirtgen.de
- WIRTGEN (2010): Produktbeschreibung Gleit-schalungsfertiger SP15. www.wirtgen.de
- ZEISKE, K. (1999): TPS 1100 Professional Series - Eine neue Tachymetergeneration von Leica Geosystems. www.leica-geosystems.de
- ZHANG, L., SCHWIEGER, V. (2011): A Quality Model Assurance Indexes for Residential Houses Construction Process. FIG Working Week, Morocco, 18.-22. May 2011.
- ZOMOTOR, A. (1991): Fahrwerktechnik: Fahrverhalten. (2.Auflage). Jörnßen Reimpell (Hrsg.). Vogel Buchverlag, Würzburg.

ZTV T-StB 95 (2002): Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Tragschichten im Straßenbau – Ausgabe 1995 / Fassung 2002. FGSV Verlag, Köln.

Anhang A: Bedienoberflächen des erweiterten Steuermoduls

Im Folgenden werden nun einzelne Bedienoberflächen am Beispiel des Steuermoduls für den LKW gezeigt. Dabei wurden die Register (Oberflächen), welche bei GLÄSER (2007) nur konzeptionell angelegt waren, entsprechend den Notwendigkeiten der neuen Sub-Module angepasst. Die Anzeige für die Grundeinstellungen und Dateipfade wird hier nicht gezeigt.

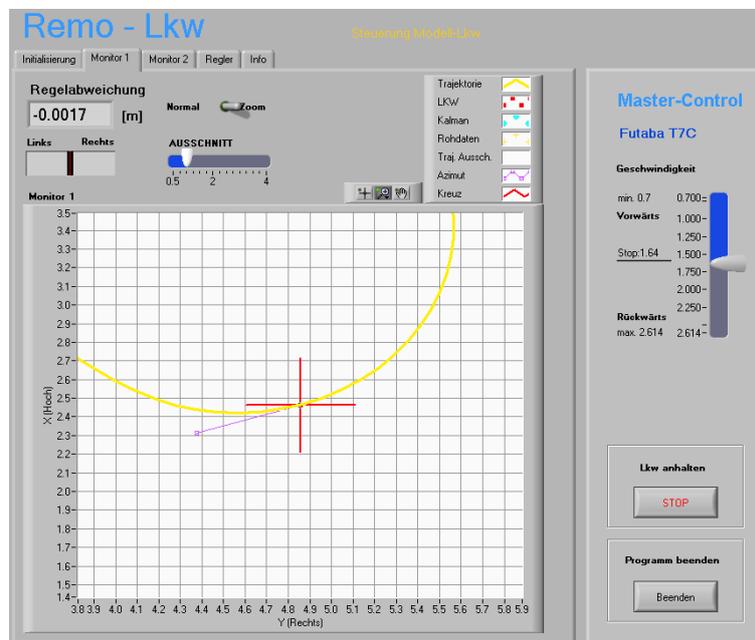


Abbildung 118: Register „Monitor 1“

In „Monitor 1“ (vgl. Abbildung 118) wird die Anzeige der Trajektorie, Position des Fahrzeugs und Regelabweichung um die Darstellung der Fahrzeugorientierung und einen dynamischen Zoom erweitert. Weiter kann von jeder Registerkarte aus die Geschwindigkeit des Fahrzeugs gesteuert und das Programm beendet werden.

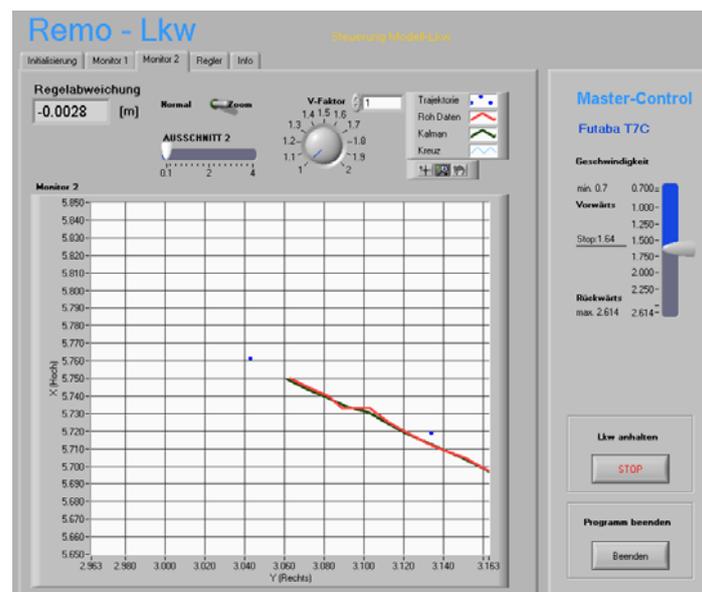


Abbildung 119: Register „Monitor 2“ (erweitert)

Die Registerkarte „Monitor 2“ (vgl. Abbildung 119) zeigt die gemessenen Rohdaten (rot), die Kalman gefilterten Daten (grün) auf dem Display und die Soll-Trajektorie als Punktfolge (blau). Ebenso wie bei „Monitor 1“ ist ein dynamischer Zoom möglich und die Regelabweichung wird angezeigt.

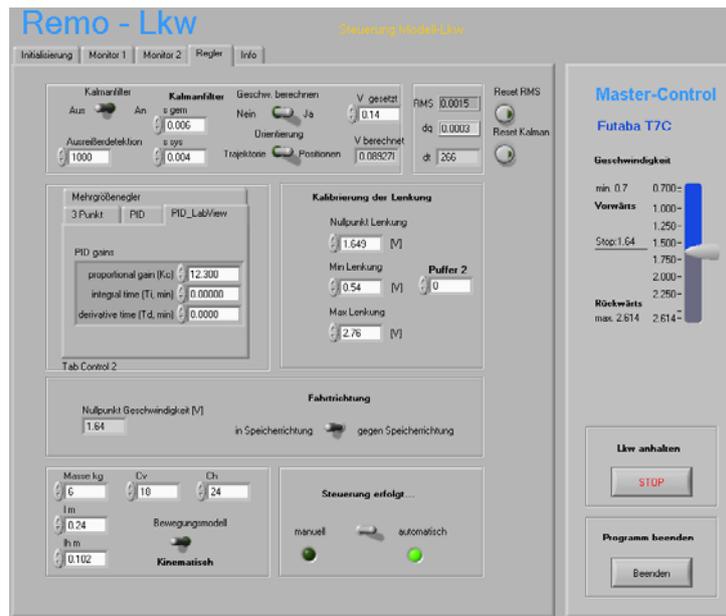


Abbildung 120: Register "Regler" (erweitert)

Auf der Registerkarte „Regler“ (vgl. Abbildung 120) können alle Regler relevanten Einstellungen vorgenommen werden. Dies schließt sowohl die Auswahl eines Reglers, als auch dessen beschreibenden Parameter ein. Hier ist das Zu- und Abschalten des Kalman-Filters möglich, ebenso wie das Einstellen der Gewichtungen der Messwerte und der Systemgleichung. Als Informationen werden die Geschwindigkeit, die Querabweichung, die Zeitdauer von einem Messwert zum Nächsten und die *RMS* dargestellt. Die *RMS* und die Kovarianzmatrix des Kalman-Filters können auf Tastendruck zurückgestellt werden. Alle Einstellungen können in Echtzeit während des Betriebs vorgenommen. Dies ermöglicht eine sehr einfache Anpassung der Regelparameter zur Stabilisierung des Gesamtsystems.

Danksagung

Ich danke allen, die mich bei der Erstellung dieser Arbeit unterstützt haben. Meinen besonderen Dank möchte ich Prof. Dr.-Ing. habil. Volker Schwieger aussprechen, der nach dem viel zu frühen Tod von Herrn Prof. Möhlenbrink die Rolle des Doktorvaters übernommen hat und mir durch viele gewinnbringende Diskussionen hilfreich zur Seite stand. Ebenso bedanke ich mich bei Dr.-Ing. Martin Metzner, der mich geduldig als Motivator und Diskussionspartner unterstützte.

Als nächstes bedanke ich mich bei Herrn Prof. Dr.-Ing. Hilmar Ingensand, der die Aufgabe des Zweitgutachters übernommen hat. Mittels der Modellraupe der ETH Zürich, die mir von Ihm zur Verfügung gestellt wurde, konnte ich erste hilfreiche Erfahrungen sammeln und diese in weitere Entwicklungen während der Arbeit einfließen lassen.

Für das entgegen gebrachte Vertrauen und die technische Unterstützung danke ich speziell den Firmen Leica Geosystems AG und Trimble[®] Ltd., ohne deren Hilfe diese Arbeit nicht möglich gewesen wäre. Weiter bedanke ich mich bei der Firma Illwerke AG, für das zur Verfügung stellen eines Laser-Trackers. Insbesondere möchte ich hier Dr.-Ing. Ralf Laufer danken, der seine Freizeit opferte und durch dessen tatkräftige Unterstützung diese Messung realisiert werden konnte.

Für die technische Unterstützung am Institut möchte ich Herrn Martin Knihns nennen, der mit großem Fachwissen und Freude den Bau der Fahrzeugmodelle und die Adaptionen für die Reflektoren durchführte. Auf studentischer Seite möchte ich mich bei Zhengzhong Su und Stefan Laatsch bedanken, die mir bei der Programmierung zuarbeiteten.

Nicht zuletzt möchte ich mich bei meiner Frau bedanken, die mir während dieser Arbeit den Rücken frei gehalten hat und so ein ungestörtes Arbeiten auch an den Wochenenden ermöglichte. Weiter bedanke ich mich bei meinen Eltern und meiner Patentante Margit für die finanzielle und moralische Unterstützung, die mir bereits während des Studiums zu Teil wurde.

Lebenslauf

Zur Person

Name: Alexander Beetz
 Geburtsdatum: 16. Februar 1972
 Geburtsort: Crailsheim
 Familienstand: verheiratet, 2 Kinder

Berufstätigkeit

seit 04/2006 Akademischer Mitarbeiter am Institut für Ingenieurgeodäsie (IIGS),
 Universität Stuttgart
 07/1996-08/1997 Angestellter des Architekturbüros Hartmaier & Partner, Münsingen
 10/1992-09/1993 Wehrdienst bei der Bundeswehr

Ausbildung

10/2003 - 11/2005 Referendariat zum höheren vermessungstechnischen
 Verwaltungsdienst
 Abschluss als Vermessungsassessor (2. Staatsprüfung)
 10/1997 - 08/2003 Studium der Geodäsie, Universität Stuttgart
 Abschluss: Dipl.-Ing. Geodäsie und Geoinformatik
 Auszeichnung für die Diplomarbeit mit dem Preis des Vereins der
 Freunde des Studiengangs
 09/1994 - 07/1996 Ausbildung zum Bauzeichner (Hochbau)
 09/1982 - 05/1992 Kreisgymnasium Riedlingen
 Abschluss: Allgemeine Hochschulreife
 09/1978 - 07/1982 Grundschule Hayingen