

385 | September 1979

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

P. Oltmann und K. Wolff

Vergleichende Untersuchung über das Manövrierverhalten des MARINER-Standardschiffes

TUHH

Technische Universität Hamburg-Harburg

Vergleichende Untersuchung über das Manövrierverhalten des MARINER-Standardschiffes

P.Oltmann, K. Wolff

Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1979

© Technische Universität Hamburg-Harburg

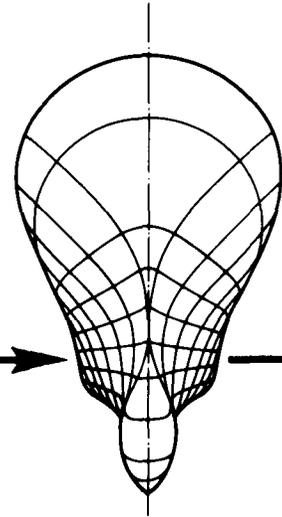
Schriftenreihe Schiffbau

Schwarzenbergstraße 95c

D-21073 Hamburg

<http://www.tuhh.de/vss>

**INSTITUT FÜR SCHIFFBAU
DER UNIVERSITÄT HAMBURG**



**Vergleichende Untersuchung
über das Manövrierverhalten
des MARINER-Standardschiffes**

**P. Oltmann
K. Wolff**

September 1979

Bericht Nr. 385

Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Vergleichende Untersuchung über das
Manövrierverhalten des MARINER-Standardschiffes

von

P. Oltmann und K. Wolff

September 1979

Bericht Nr. 385

Inhaltsübersicht

	Seite
Zusammenfassung	1
Summary	3
1. Einleitung	5
2. Versuchsbedingungen	9
2.1 Versuchseinrichtung	9
2.2 Schiffsmode11	14
3. Bewegungsgleichungen	16
4. Ergebnisse der direkten Identifikation	24
4.1 Allgemeines	24
4.2 Selbstpropulsionspunkt Schiffsmode11	29
4.3 Selbstpropulsionspunkt Großausführung	40
5. Ergebnisse der indirekten Identifikation	45
6. Gültigkeitskontrolle	50
7. Vergleich mit anderen Versuchseinrichtungen	57
7.1 Schiffsgeschwindigkeit $v = 15$ kn	57
7.2 Schiffsgeschwindigkeit $v = 20$ kn	60
8. Vergleich mit Großausführungsmessungen	62
9. Schlußfolgerungen	68
10. Symbolverzeichnis	70
11. Schrifttum	72
Abbildungen Nr. 1 bis 52	

Zusammenfassung

In dem vorliegenden Bericht werden die Ergebnisse einer umfangreichen experimentellen Untersuchung mit dem Modell des bekannten MARINER-Standard-schiffes (Modellmaßstab 1 : 25) dokumentiert. Die Versuche wurden mit dem *Computerized Planar Motion Carriage* der Hamburgischen Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH durchgeführt. Diese neuartige Versuchseinrichtung ermöglicht zum einen die Ermittlung aller signifikanten hydrodynamischen Kraftwirkungen am manövrierenden Schiff über Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell (Betriebsart A). Darüber hinaus kann mit Hilfe der Versuchsanlage eine sehr genaue Bahnvermessung des frei manövrierenden Schiffsmodells vorgenommen werden (Betriebsart B).

Das Versuchsprogramm bestand im einzelnen aus zwei kompletten Versuchsserien mit unterschiedlichen Propellerdrehzahlen in Betriebsart A für die Schiffsgeschwindigkeit $V = 15$ kn. Die Drehzahlen entsprachen dabei dem Selbstpropulsionspunkt des Schiffsmodells sowie der Großausführung. Die Ergebnisse dieser Versuchsserien bildeten die Grundlage für eine Ermittlung der hydrodynamischen Koeffizienten eines quasistationären, nichtlinearen Systems von Bewegungsgleichungen (direkte Identifikation). In Ergänzung zu den Kraftmessungen wurde in Betriebsart B mit dem frei manövrierenden Schiffsmodell eine Reihe von Z-Manövern durchgeführt. Diese Manöver dienten in erster Linie einer Gültigkeitskontrolle des quasistationären Bewegungsmodells einschließlich der zugehörigen, über die Kraftmessungen ermittelten hydrodynamischen Koeffizienten. Sie wurden außerdem für eine unabhängige, indirekte Identifikation durch die entsprechende Auswertung der aufgemessenen Bewegungskomponenten verwendet. Um einen nachträglichen Beitrag zur ersten Phase des von der ITTC angeregten Standardvergleichsprogramms zu liefern, wurden zusätzlich einige ausgewählte Versuche in Betriebsart A für die Schiffsgeschwindigkeit $V = 20$ kn durchgeführt. Die Ergebnisse werden mit den entsprechenden Versuchsergebnissen verschiedener anderer Institutionen verglichen.

Das Vergleichsprogramm der ITTC sieht in seiner zweiten, noch laufenden Phase eine Überprüfung der Möglichkeiten zur genauen Simulation von Manövern der Großausführung vor. Dieser Empfehlung folgend, wurden mit allen über die Modellversuche ermittelten mathematischen Bewegungsmodellen entsprechende Simulationsrechnungen durchgeführt und mit den veröffentlichten Daten für die Großausführung verglichen. Ziel dieser Teiluntersuchung war

es dabei auch, eine verbindliche Aussage zur Wahl der zweckmäßigen Propellerdrehzahl bei Kraftmessungen entsprechend Betriebsart A machen zu können. Die Tatsache, daß eine vollbefriedigende Übereinstimmung mit den Großausführungsmessungen nicht erzielt werden konnte, macht jedoch eine Fortführung dieser Zusatzuntersuchung notwendig.

Summary

The present paper documents the results of a comprehensive experimental investigation with a 1:25 scale model of the well-known MARINER Class Vessel USS "Compass Island". The model experiments have been carried out with the Computerized Planar Motion Carriage at the Hamburg Ship Model Basin (HSVA). This novel facility for the planar motion testing of ship models on the one hand enables the determination of all significant hydrodynamic forces on a manoeuvring ship through a direct measurement of the forces on captive models moved along predetermined trajectories (Mode A). On the other hand, the facility is also able to follow and to record the trajectories of freely manoeuvring models (Mode B).

In particular, the test program consisted of two complete series of experiments in the towing Mode A for the ship speed $V = 15$ kn (for which numerous full-scale trial results are available) using different rates of propeller revolution. Thereby the rates of revolution corresponded to the selfpropulsion points of the ship model and the full-size ship, respectively. These test results formed the basis for the determination of hydrodynamic coefficients for a system of quasi-steady, nonlinear equations of motion (direct identification method). Besides the captive model tests, a number of zig-zag manoeuvres were performed with the freely manoeuvring ship model in the tracking Mode B. These zig-zag manoeuvres have been applied to the validation of the nonlinear ship dynamics obtained from the captive model tests. In addition they have been utilized for an independent indirect identification method which uses the trajectories of the freely manoeuvring ship model. Moreover, as a supplementary contribution to the (now closed) first phase of the ITTC Standard Captive-Model-Test Program, some selected tests in the towing Mode A have been carried out for the specified standard ship speed $V = 20$ kn. Comparisons with corresponding results from a few other establishments have been conducted.

During the second, ongoing phase of the ITTC Standard Program the feasibility of an accurate simulation of full-size ship manoeuvres has to be examined. Hence, elaborate simulations have been conducted and compared with the published full-scale manoeuvring trials of the USS "Compass Island". One aim of this special examination was to arrive at a definite statement concerning the appropriate rate of propeller revolution during captive model

tests to minimize scale effects. Due to the fact that a fully satisfactory agreement between the simulations and the full-scale measurements was not achieved a continuation of the investigation is considered necessary.

1. Einleitung

Bei dem Entwurf von Handelsschiffen wird - im Gegensatz zu früheren Gewohnheiten - zum gegenwärtigen Zeitpunkt den Steuer- und Manövriereigenschaften in zunehmendem Maße Beachtung geschenkt, weil man zu der berechtigten Überzeugung gekommen ist, daß auch diese Eigenschaften zu einem wesentlichen Wirtschaftlichkeits- und Sicherheitsfaktor werden können. Letzteres wird auch durch die Bemühungen unterstrichen, der Schiffsführung geeignete Unterlagen über das Manövrierverhalten des Schiffes in bestimmten, kritischen Situationen zur Verfügung zu stellen.

Für die Ermittlung der Manövriereigenschaften eines Schiffes bzw. eines Schiffsmodells bieten sich verschiedene Möglichkeiten an. Eine der einfachsten und direktesten Möglichkeiten besteht in der Durchführung von Versuchen mit dem frei manövrierenden Schiffsmodell. Die Tatsache jedoch, daß nur selten geeignete Manövrierbecken mit ausreichenden Abmessungen zur Verfügung stehen und daß infolgedessen die Versuche in den langen, rechteckigen Schleppkanälen der Schiffbau-Versuchsanstalten durchgeführt werden müssen, schränkt die Möglichkeit einer umfassenden Aussage über die Manövriereigenschaften in starkem Maße ein. Die üblicherweise durchgeführten Z-Manöver, die zu den sogenannten Standardmanövern zählen, erlauben nur beschränkte Rückschlüsse auf gewisse Detailaspekte, wobei die Beurteilung in der Mehrzahl der Fälle durch einen Vergleich mit bereits getesteten, ähnlichen Schiffen - also ein Vergleich auf statistischer Grundlage - erfolgt.

Geht man davon aus, daß beispielsweise für eine sinnvolle Verwirklichung von Sicherheitsmaßnahmen die Kenntnis des Schiffsverhaltens in allen nur denkbaren Normal- und Notsituationen unbedingte Voraussetzung ist, dann erscheint es zweckmäßig, die Möglichkeiten der mathematischen Darstellung von Schiffsbewegungen zu nutzen. Durch die rechnerische Simulation des zeitlichen Bewegungsablaufes ist man in die Lage versetzt, jede mögliche Extremsituation des Schiffes im Vorwege abschätzen und beurteilen zu können. Voraussetzung ist allerdings, daß zum einen ein adäquates mathematisches Modell für horizontale Schiffsbewegungen vorliegt und daß zum anderen die zugehörigen hydrodynamischen Koeffizienten für das betrachtete Schiff bekannt sind.

Um eine genaue Simulation von Schiffsmanövern auch unter Extrembedin-

gungen, wie sie beispielsweise bei Untersuchungen zum aktiven Kollisionsschutz vorausgesetzt werden müssen, zu ermöglichen, wurde im Teilprojekt A2 des Sonderforschungsbereiches 98 (SFB 98) eine neuartige Versuchseinrichtung zur Erfassung der hydrodynamischen Kraftwirkungen am manövrierenden Schiff konzipiert und verwirklicht, der *Computerized Planar Motion Carriage* (CPMC)¹⁾. Die Versuchsanlage gestattet eine Bestimmung aller signifikanten linearen und nichtlinearen Kraftwirkungen über Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell ohne unerwünschte, unrealistische Frequenzeinflüsse. Darüber hinaus kann mit Hilfe des CPMC - über die Bahnvermessung des frei manövrierenden Schiffsmodells - eine von äußeren Störungen und Maßstabeffekten unbeeinflusste Überprüfung der aus den Kraftmessungen ermittelten hydrodynamischen Koeffizienten in den Bewegungsgleichungen vorgenommen werden.

Mit der vorliegenden Arbeit werden die Versuchs- und Simulationsergebnisse für das erste im Rahmen des Teilprojektes A2 komplett untersuchte Schiffsmodell, das Modell des MARINER-Standardschiffes, vorgelegt. Für die Auswahl dieses bekannten Schiffstyps zum bevorzugten "Pilotmodell" waren verschiedene Gründe maßgebend, die in einem engen Zusammenhang stehen. Der CPMC vereinigt in sich die hervorstechenden Merkmale verschiedener spezieller Versuchseinrichtungen für die Durchführung von Manövrieruntersuchungen, wie beispielsweise den als *Planar Motion Mechanism* (PMM) bekannt gewordenen Oszillatoren, Rundlaufgeräten und auch *xy*-Wagen. Es bot sich infolgedessen ein Pilot- oder Eichmodell an, für das bereits Versuchsergebnisse anderer Institutionen - unter Verwendung der genannten speziellen Versuchseinrichtungen - vorliegen. Dieses ist beim MARINER-Standardschiff, das auf Initiative des Manövrierkomitees der *International Towing Tank Conference* (ITTC) Gegenstand umfassender Vergleichsversuche ist, der Fall.

Das Standardtestprogramm der ITTC, das vom Manövrierkomitee bereits im Jahre 1962 eingeführt wurde, setzt sich aus zwei unterschiedlichen Stufen zusammen. In der ersten Stufe, an der zehn Institutionen aktiv beteiligt waren und die durch den Bericht von Gertler (1969) bereits formal beendet wurde, war es das erklärte Ziel, festzustellen, in welchem Umfang Übereinstimmung bzw. Diskrepanz zwischen den von verschiedenen Versuchsanstalten mit unterschiedlichen Versuchseinrichtungen ermittelten hydrodynamischen Kraftbei-

1) Standort der Versuchseinrichtung ist die Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt GmbH (HSVA).

werten für das Modell des MARINER-Schiffes besteht. Für die Auswahl des MARINER-Schiffes als Vergleichsmodell war ausschlaggebend, daß für dieses Schiff umfassende, gut dokumentierte Manövrierversuche der Großausführung vorliegen, Morse und Price (1961).

Während es in der Eingangsstufe des ITTC-Programms in erster Linie um einen direkten Vergleich verschiedener Versuchstechniken ging, ist es die Absicht der 1969 auf Empfehlung der 12. ITTC eingeführten zweiten, ergänzenden Stufe, die Möglichkeiten einer genauen Bestimmung der Bahnkurven für die Großausführung mit Hilfe von Analog- oder Digitalrechnern sowie von geeigneten Bewegungsgleichungen zu prüfen. Dabei sollen möglichst die in der ersten Stufe mit Hilfe der Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell ermittelten Daten verwendet werden. Weiterhin macht die ITTC die Empfehlung, die Korrelationsstudie der zweiten Stufe in zwei getrennte Schritte aufzuteilen. Demzufolge sollten zuerst die Bahnkurven für das physikalische Modell des Schiffes rechnerisch simuliert werden, mit dem auch die hydrodynamischen Koeffizienten der jeweiligen Bewegungsgleichungen bestimmt wurden. Dies setzt allerdings voraus, daß entsprechende Bahnvermessungen durchgeführt sind bzw. durchgeführt werden können. Erst in einem zweiten Schritt sollten nach den Vorstellungen der ITTC die Simulationsrechnungen für die Großausführung - eventuell unter Einbeziehung von abschätzbaren Maßstabeffekten - vorgenommen werden.

Aufgrund der vorhandenen Möglichkeiten mit dem CPMC werden von seiten des SFB 98 Beiträge zu beiden Stufen des ITTC-Vergleichsprogramms vorgestellt, wenngleich die erste Stufe formal bereits beendet wurde. Das bedeutet im Detail, daß für die Geschwindigkeit der Großausführung von $V = 15.0$ kn zwei getrennte Koeffizientensätze für ein quasistationäres, nichtlineares Bewegungsgleichungssystem erstellt wurden. Die grundsätzlichen Unterschiede zwischen beiden Koeffizientensätzen bestehen in der jeweils gewählten Propellerdrehzahl n . In einem Falle wurde die Drehzahl entsprechend dem Propulsionspunkt des Schiffsmodells gewählt, während sie im anderen Falle entsprechend dem Propulsionspunkt der Großausführung eingestellt wurde. Die Ergebnisse für den erstgenannten Fall wurden anhand von durchgeführten Versuchen mit dem frei manövrierenden Schiffsmodell (Z-Manöver) überprüft. Die Ergebnisse beider Alternativen wurden auch über entsprechende Simulationsrechnungen mit den genannten veröffentlichten Großausführungsmessungen verglichen. Zusätzlich wurden etliche Versuche mit dem

gefesselten Schiffsmodell (Kraftmessungen) für die Schiffsgeschwindigkeit von $v = 20.0$ kn (Propulsionspunkt Großausführung) durchgeführt. Diese Versuche dienen in erster Linie dem Vergleich mit den Ergebnissen anderer Institutionen.

2. Versuchsbedingungen

2.1 Versuchseinrichtung

Wie bereits ausgeführt, vereinigt der CPMC die charakteristischen Merkmale eines konventionellen Schleppwagens mit denen von speziellen Versuchseinrichtungen für Manövrieruntersuchungen, wie beispielsweise den PMM, Rundlaufgeräten und auch xy -Wagen. Darüber hinaus besitzt der CPMC jedoch einige Besonderheiten, die ihn anderen existierenden Versuchseinrichtungen weit überlegen macht. Dazu gehört beispielsweise die Fähigkeit, mit Hilfe der vorhandenen unabhängigen Antriebe jede gewünschte periodische und aperiodische horizontale Bewegung in drei Freiheitsgraden erzeugen zu können. Der CPMC ist des weiteren nicht nur für die Untersuchung gefesselter Schiffsmo- delle geeignet, sondern erlaubt auch die exakte Erfassung der Bahnkoordinaten eines frei manövrierenden Schiffsmodells. Weiterhin ermöglicht das auf dem Schleppwagen der HSVA installierte Prozeßrechnersystem eine sehr flexible Steuerung und Kontrolle der verschiedenen Antriebe und des Schiffsmodells, eine genaue Meßwerterfassung sowie eine sofortige Auswertung und Bewertung der Versuche.

Einen schematischen Überblick über die gesamte Versuchseinrichtung sowie einen Eindruck von den Größenverhältnissen im Vergleich zu den Abmessungen des großen Schlepptanks der HSVA vermittelt die Abb. 1.

Die Anhängerbrücke des CPMC besteht aus einem über 18 m langen geschlossenen, quadratischen Kastenträger mit einer Seitenlänge von 2 m und einer Wanddicke von 1 cm. Aufgrund der sehr steifen Konstruktion ergibt sich eine niedrigste Eigenfrequenz von etwa 7 Hz. Die Ankupplung an den Schleppwagen erfolgt durch zwei seitlich angebrachte, in Längsrichtung starre Kuppelstangen. Unter der Anhängerbrücke sind die drei CPMC-Antriebe angeordnet. Für den y_0 -Wagen sind an den beiden unteren Kanten des Kastenträgers zwei über die ganze Tankbreite gehende Schienen befestigt, die an ihrer Unterseite jeweils mit einer Zahnstange verschraubt sind. Der y_0 -Wagen hängt auf jeder Schiene mit zwei Laufrädern und wird mit jeweils zwei Führungsrädern seitlich geführt. Angetrieben wird er über vier Antriebsritzeln, die in die Zahnstangen eingreifen und die gleichzeitig als Abhebesicherung dienen. Seitlich wird der Fahrbereich jeweils durch hydraulische Stoßdämpfer begrenzt. Auf einer ähnlichen Schienenanlage an der Unterseite des y_0 -Wagens

läuft der Δx_0 -Wagen. Der ψ -Antrieb, der als Drehtisch ausgebildet ist, hängt wiederum unter dem Δx_0 -Wagen und ist über eine Hubplattform in der Höhe elektrisch verstellbar. In Tabelle 1 sind die Hauptabmessungen und die wesentlichsten dynamischen Eigenschaften des CPMC zusammengefaßt. Sie sind so gewählt, daß im Rahmen der vorgegebenen Tankabmessungen jede beliebige realistische, horizontale Bewegung eines Handelsschiffes im Modellmaßstab erzeugt werden kann.

Die elektrische Ausrüstung des CPMC umfaßt zum einen die Steuerung und Regelung des Schleppwagens, den Prozeßrechner Siemens 301 und das Bedienpult, die auf dem Schleppwagen untergebracht sind, und zum anderen die eigentliche Steuerung und Regelung des CPMC, die Leistungssteuerungen der drei Zusatzantriebe mit den zugehörigen Antriebsmotoren und die digitalen Wegaufnehmer für die verschiedenen Bewegungskomponenten. Bei der Auswertung der Versuche wird zusätzlich der Prozeßrechner hp 21MXE eingesetzt.

Die Hauptaufgaben der zentralen CPMC-Steuerung sind

- die Koordinierung der Zusammenarbeit der verschiedenen Anlagenteile,
- die digitale Verarbeitung der Soll- und Istpositionen sowie der Positionsfehler der verschiedenen Bewegungskomponenten,
- der Signalaustausch mit dem Prozeßrechner,
- die Überwachung der Anlage auf Störungen oder Ausfälle, gegebenenfalls mit Auslösung und Durchführung eines Nothalts,
- und die übergeordnete Steuerung des Schleppwagens.

Über das CPMC-Bedienpult können die wesentlichsten Funktionen der Anlage handgesteuert ausgeführt werden. So können z.B. die einzelnen Antriebe in günstige Positionen für den Ein- und Ausbau der Schiffsmodelle gefahren werden. Im normalen, rechnergeführten Versuchsbetrieb allerdings wird der gesamte Versuchsablauf mit Hilfe spezieller Programmsysteme vom Prozeßrechner S 301 gesteuert.

Die Regelungen sind für alle Antriebe als digitale, proportionale Wegregelung mit nachgeschalteter Drehzahl- und Stromregelung aufgebaut, wobei die Führungsgrößen je nach Betriebsart unterschiedlich sind. Jeder einzelne CPMC-Antrieb besteht aus vier thyristorgesteuerten Gleichstrom-Servomotoren, die über Getriebe und Zahnstangen mechanisch gekoppelt sind. Sie sind in zwei wechselweise treibende und verspannende Gruppen von je zwei Motoren aufgeteilt. Die beiden Motoren einer Gruppe werden mit dem gleichen

Tabelle 1 Hauptabmessungen des Computerized Planar Motion Carriage

Antrieb	Schleppwagen mit Anhänger	Δx_0 -Wagen	y_0 -Wagen	ψ -Wagen
Eigengewicht	73 000 kg	1370 kg	3250 kg	1500 kg
Mechanischer Stellbereich	280.0 m	± 1.00 m	± 7.30 m	$\pm 180.0^\circ$
Arbeitsbereich	200.0 m	± 0.85 m	± 6.50 m	$\pm 150.0^\circ$
Maximale Geschwindigkeit	3.00 m/s	0.80 m/s	1.90 m/s	24.0 $^\circ$ /s
Maximale Beschleunigung	0.20 m/s ²	0.60 m/s ²	0.90 m/s ²	12.0 $^\circ$ /s ²
Wegauflösung bei				
Sollwertvorgabe (A)	5×10^{-5} m	5×10^{-5} m	2.5×10^{-5} m	1.25×10^{-6} U
Fehlerrückmeldung (A)	$\longleftrightarrow 1 \times 10^{-4}$ m	\longrightarrow	1×10^{-4} m	1×10^{-5} U
Weginkrementausgabe (B)	$\longleftrightarrow 5 \times 10^{-5}$ m	\longrightarrow	5×10^{-5} m	5×10^{-6} U
Zulässige Wegfehler (A)	$\longleftrightarrow 0.01$ m	\longrightarrow	0.01 m	0.1 $^\circ$
Nachführtoleranzen (B)	$\longleftrightarrow 0.20$ m	\longrightarrow	0.20 m	8.0 $^\circ$

Erregerstrom betrieben, bei stets gleichbleibender Stromrichtung. Bei Drehrichtungsänderungen tauschen die Antriebsgruppen ihre Funktion. Dadurch wird ein Zahnumschlag in den Getrieben und damit auch eine zusätzliche Störquelle für die Kraftmessungen vermieden.

Bei der Versuchsdurchführung sind zwei grundsätzlich verschiedene Betriebsarten zu unterscheiden. In der Betriebsart A wird das Schiffsmodell unter den CPMC angekoppelt und kann lediglich frei trimmen und tauchen. Der gesamte Bewegungsablauf wird per Programm vom Prozeßrechner vorgegeben, während die dabei am Schiffsmodell auftretenden Kräfte und Momente kontinuierlich gemessen werden. Eine Kraftmeßwaage, die im wesentlichen aus zwei waagerechten starren Balken besteht, übernimmt sowohl die Kraftmessung, wie auch die Verbindung des Modells mit dem CPMC. Die einzelnen Kraftkomponenten werden mit Kraftmeßdosen über Trägerfrequenzverstärker und Analog-Digitalwandler vom Prozeßrechner erfaßt. Ein statischer Krängungswinkel kann an den Endtraversen des unteren Balkens fest eingestellt werden. Die Vorrichtung für freies Trimmen und Tauchen, die aus waagerechten Zwischenlenkern und einer über die Waage greifenden Gabel besteht, kann abgebaut werden und der obere Balken über einen Zwischenflansch direkt am CPMC befestigt werden. In diesem Fall ist das Schiffsmodell in allen sechs Freiheitsgraden starr an den CPMC gekoppelt.

In der Betriebsart B folgt der CPMC einem frei manövrierenden Schiffsmodell automatisch nach und ermittelt seine genaue Bewegung, die sich zusammensetzt aus dem Weg der Meßplattform (CPMC) relativ zum Schlepptank und dem Weg des Schiffsmodells relativ zur Meßplattform. Die für die Nachführung der einzelnen Antriebe und die Bahnvermessung notwendige Ermittlung der auftretenden Differenzwege sowie die Drehung des Schiffsmodells wird mit Hilfe einer Sechskomponenten-Wegmeßvorrichtung durchgeführt, die zwischen dem Schiffsmodell und der CPMC-Plattform eingebaut ist. Es wird dadurch eine Messung der Modellbewegungen in allen sechs Freiheitsgraden ermöglicht. Die Wegmeßvorrichtung ist besonders leicht konstruiert und besteht im wesentlichen aus einem senkrechten Teleskoprohr, das über ein Kardangelenk im Schiffsmodell befestigt ist. Am oberen Ende des Teleskoprohres befinden sich zwei senkrecht zueinander stehende, bewegliche Aluminium-Schlitten, die an der CPMC-Plattform gelagert sind.

Während in Betriebsart A aus Gründen der Phasentreue zwischen den ver-

schiedenen Bewegungskomponenten eine relativ hohe Positionsgenauigkeit verlangt werden muß, die große Anforderungen an die CPMC-Regelung stellt, ist die Genauigkeit in Betriebsart B in bezug auf die Nachführung nicht so kritisch, solange der Abstand zwischen der CPMC-Plattform und dem Schiffsmodell innerhalb der in Tabelle 1 aufgeführten Nachführtoleranzen bleibt. Die Fläche, die sich aus den Nachführtoleranzen ergibt, wird durch zwei in das Schiffsmodell eingebaute, fünfeckige Aluminium-Rahmen begrenzt, die zusammen mit den Stangen einer an der ψ -Plattform angebrachten Fangvorrichtung ein Überschreiten des zulässigen Arbeitsbereichs der Wegmeßvorrichtung verhindern. Mit Hilfe dieser Fangvorrichtung kann das Modell jederzeit an den CPMC gefesselt werden.

Entscheidend in Betriebsart B ist die erzielbare Genauigkeit der Wegaufmessung, die durch die Auflösung pro Taktschritt repräsentiert wird. Die entsprechenden Werte für den CPMC sind in Tabelle 1 aufgeführt, und man sieht, daß die realisierten Auflösungen relativ hoch sind. Dadurch, daß die Wege als Inkremente von der CPMC-Regelung an den Prozeßrechner ausgegeben werden, können auch entsprechende hohe Geschwindigkeitsauflösungen erreicht werden.

Detailliertere Beschreibungen der Versuchsanlage finden sich bei Grim *et al.* (1976) oder bei Oltmann und Wolff (1976).

Vor den speziellen Versuchen zum Manövrierverhalten wurden Routineversuche durchgeführt, um die notwendigen Propellerdrehzahlen für den Propulsionspunkt der Großausführung und des Schiffsmodells zu bestimmen. Weiterhin wurde das Trägheitsmoment des Schiffsmodells einschließlich Antrieb um die Hochachse z mit Hilfe einer Pendelvorrichtung ermittelt, um bei den dynamischen Versuchen eine Korrektur der gemessenen Kräfte um die Trägheitsanteile des Schiffsmodells (und der Kraftmeßwaage) vornehmen zu können. Die Berücksichtigung der erforderlichen Ballastgewichte erfolgte rechnerisch.

Einleitend wurde bereits ausgeführt, daß das untersuchte Modell des MARINER-Standardschiffes als Pilotmodell für die neue Versuchseinrichtung, den CPMC, anzusehen ist. Aus diesem Grunde ist es nicht verwunderlich, daß der Versuchsumfang mit rd. 400 Einzelversuchen in Betriebsart A sowie zusätzlichen Versuchen in Betriebsart B sehr groß ist und sich außerdem über einen Zeitraum von drei Jahren erstreckte. Es ist allerdings zu berücksichtigen, daß im Rahmen der Versuche mehrere Geschwindigkeiten mit zum Teil unterschiedlichen Propellerdrehzahlen untersucht wurden. Außerdem wurden in der Anfangsphase der Untersuchung zahlreiche Versuche wiederholt, um die Reproduzierbarkeit der Meßergebnisse zu überprüfen. Andere Versuche dienten wiederum dazu, die vielfachen Möglichkeiten der neuen Versuchseinrichtung zu demonstrieren.

3. Bewegungsgleichungen

Für die rechnerische Simulation beliebiger Schiffsmanöver ist, wie bereits ausgeführt, Voraussetzung, daß ein entsprechendes mathematisches Modell vorliegt. Die Hauptschwierigkeiten bei der Ableitung eines allgemeinen Modells für horizontale Schiffsbewegungen bestehen in der richtigen Beschreibung der hydrodynamischen Kraftwirkungen am manövrierenden Schiff. Dies ist im wesentlichen dadurch begründet, daß sich das Schiff nicht wie ein starrer Körper in einer allseitig unbegrenzten, idealen Flüssigkeit, sondern unter der Wirkung seines Propulsionsorgans und von Kontroll- und Steuereinrichtungen an der Oberfläche einer realen Flüssigkeit bewegt. Infolgedessen muß den Auswirkungen der Zähigkeit des Wassers und der Wellenbildung an der Wasseroberfläche Rechnung getragen werden. Während die Dynamik eines starren Körpers in unbegrenzter Flüssigkeit, die durch seine Trägheitseigenschaften eindeutig bestimmt ist, mit Hilfe der klassischen Eulerschen Gleichungen, abgeleitet unter Anwendung der Newtonschen Gesetze, beschrieben werden kann, ist die mathematische Darstellung des Einflusses der umgebenden, realen Flüssigkeit nur näherungsweise unter der Annahme zahlreicher Idealisierungen möglich.

Es soll an dieser Stelle keine ausführliche Ableitung der Bewegungsgleichungen für Oberflächenfahrzeuge erfolgen, s. dazu Abkowitz (1964) oder auch Oltmann (1972), sondern es wird das quasistationäre, nichtlineare Bewegungsmodell vorgestellt, das zum gegenwärtigen Zeitpunkt die Basis für die Auswertung von Kraftmessungen mit Hilfe des CPMC (Betriebsart A) und für die numerische Simulation von Schiffsmanövern bildet. Dieses Gleichungssystem ist in bezug auf die Darstellung der hydrodynamischen Kraftwirkungen sehr viel umfassender bzw. allgemeiner als das von Abkowitz (1964) vorgeschlagene Bewegungsmodell. Die Gründe dafür werden im folgenden dargelegt.

Um die Newtonschen Gesetze in der Form getrennter Kraft- und Momentengleichungen ausdrücken zu können, geht man bei der Darstellung der Bewegungen nach Euler zweckmäßigerweise von einem körperfesten Bezugssystem (x, y, z) aus, das sich mit dem Körper (Schiff) bewegt und dessen Ursprung O sich im Massenschwerpunkt G befindet. Häufig ist es jedoch sinnvoller, bei der Festlegung des jeweiligen Koordinatenursprungs O flexibel zu sein und beispielsweise den Hauptspant als Bezugsebene zu wählen. Die Ableitung der Bewegungsgleichungen muß demzufolge für ein Bezugssystem erfolgen, dessen Achsen parallel zu den

Hauptträgheitsachsen des Körpers verschoben sind. Für den interessierenden Spezialfall der ebenen, horizontalen Bewegung (unter Vernachlässigung von Tauch-, Roll- und Stampfbewegungen) mit einer Verschiebung des Bezugspunktes in x -Richtung ergibt sich das Gl.system (1). Das zugehörige Koordinatensystem ist in Abb. 3 dargestellt.

$$m (\dot{u} - vr) - m x_G r^2 = X \quad (1a)$$

$$m (\dot{v} + ur) + m x_G \dot{r} = Y \quad (1b)$$

$$I_{zz} \dot{r} + m x_G (\dot{v} + ur) = N \quad (1c)$$

Unter der üblichen Voraussetzung, daß sich das betrachtete Schiff an der Oberfläche einer ansonsten unbegrenzten Flüssigkeit bewegt, kann die Darstellung der hydrodynamischen Kraftwirkungen X , Y und N im Gl.system (1) bei bekannten Eigenschaften der umgebenden Flüssigkeit zunächst durch einen allgemeinen formalen Ansatz in Abhängigkeit von den Bewegungsgkomponenten und von den charakteristischen Größen des Steuer- und des Propulsionsorgans erfolgen.

$$\left. \begin{array}{l} X \\ Y \\ N \end{array} \right\} = f(u, v, r, \dot{u}, \dot{v}, \dot{r}; \delta, \dot{\delta}; n, \dot{n}) \quad (2)$$

Die Anzahl der unabhängigen Variablen in Gl. (2) kann einmal durch die Annahme reduziert werden, daß die durch das Ruder auf den Schiffskörper induzierten Kraftwirkungen im wesentlichen nur vom Ruderlagenwinkel δ abhängen. Eine weitere Reduzierung ergibt sich durch die Vernachlässigung des direkten Einflusses der Propellerdrehzahl n und der zugehörigen Beschleunigungskomponente \dot{n} auf die hydrodynamischen Kräfte und Momente. Der Einfluß wird allerdings indirekt über eine Hilfsfunktion $f(\Delta u)$ bei der Längskraft X und durch die Vorgabe der entsprechenden Propellerdrehzahlen bei den Modellversuchen zur Ermittlung der hydrodynamischen Koeffizienten berücksichtigt. Daraus folgt für den formalen Ansatz

$$\left. \begin{array}{l} X \\ Y \\ N \end{array} \right\} = f(u, v, r, \dot{u}, \dot{v}, \dot{r}; \delta) \quad (3)$$

Geht man jetzt davon aus, daß die hydrodynamischen Kraftwirkungen in erster Näherung - unter Vernachlässigung der Bewegungsvorgeschichte - nur als Reaktionen auf die jeweiligen momentanen Geschwindigkeits- und Beschleunigungskomponenten aufzufassen sind, dann kann durch die Anwendung des Taylorschen Satzes für eine Funktion mit mehreren Variablen ein einfacher funktioneller mathematischer Zusammenhang zwischen den Kraftkomponenten X und Y bzw. dem Moment N und den unabhängigen Variablen des formalen Ansatzes, Gl. (3), hergestellt werden. Dadurch ist es möglich, Bewegungsgleichungen mit linearen und nichtlinearen Termen, deren Koeffizienten nur von den geometrischen Abmessungen des Schiffskörpers und von den physikalischen Gegebenheiten der umgebenden Flüssigkeit abhängen, abzuleiten. Erste Ansätze dieser Art finden sich beispielsweise bei Strandhagen (1958). Für ein vollständiges mathematisches Bewegungsmodell, unter Berücksichtigung der Längskraft X bzw. der Längsgeschwindigkeit u , wurde die Taylor-Reihenentwicklung erstmals von Abkowitz (1964) konsequent angewendet.

Die strenge mathematische Anwendung des Taylorschen Satzes führt bei sieben unabhängigen Variablen, selbst bei einer Beschränkung auf Terme 3. Ordnung, zu einer unverhältnismäßig großen Anzahl von Termen. Abkowitz (1964) hat infolgedessen bei der Ableitung seines mathematischen Bewegungsmodells einige Annahmen getroffen, die zu einer deutlichen Reduzierung der zu bestimmenden hydrodynamischen Koeffizienten und damit auch zu einer Verringerung des erforderlichen Versuchsaufwandes führten. So wurden zum einen bei der Taylor-Reihenentwicklung nur Terme bis zur 3. Ordnung zugelassen, da angenommen wurde, daß Terme höherer Ordnung nicht mehr wesentlich zu einer Verbesserung der Simulationsgenauigkeit beitragen. Weiterhin schließt Abkowitz aus der Symmetrie des Schiffskörpers zur x,y -Ebene, daß bei der Längskraft X ungerade Terme der Seitengeschwindigkeit v , der Giergeschwindigkeit r und des Ruderlagenwinkels δ vernachlässigt werden können. Das gleiche gilt seiner Meinung nach für die geraden Terme der selben Variablen bei der Seitenkraft Y und dem Giermoment N . Die bei Einschraubern durch den rotierenden Propeller bedingte Unsymmetrie der Kräfte wird in dem Abkowitzschen Modell nur durch die konstanten Terme Y_0 und N_0 berücksichtigt. Die Untersuchungen im Rahmen des Teilprojektes A2 zeigen jedoch deutlich, daß gerade bei Einschraubern die von Abkowitz eingeführten Annahmen bezüglich der Symmetrieeigenschaften des Systems "Schiff" nicht aufrechterhalten werden können. Die entsprechenden Terme wurden infolgedessen zusätzlich in dem allgemeinen Kraftansatz, Gl. (4), aufgenommen. Diese Erweiterung gilt insbesondere für die Darstellung der Kraft-

wirkungen in Abhängigkeit vom Ruderwinkel δ , um das häufig bei größeren Ruderwinkeln zu beobachtende Abreißen der Strömung und die damit verbundenen Auswirkungen auch mathematisch erfassen zu können, vgl. Abschnitt 4.

Ein weiterer wichtiger Punkt bezieht sich auf die prinzipielle Darstellung der nichtlinearen Kraftwirkungen bei der Seitenkraft Y und dem Giermoment N . Während Abkowitz (1964) die nichtlinearen Effekte, bedingt durch die konsequente Anwendung des Taylorschen Satzes, durch ungerade kubische Terme darstellt, zeigt Newman (1966) am Beispiel eines einfachen schlanken Körpers, daß im Falle einer stationären Bewegung mit konstantem Driftwinkel β der nichtlineare Anteil der Seitenkraft Y - verursacht durch den Ablösungswiderstand - proportional dem Ausdruck $\beta|\beta|$, also einer ungeraden quadratischen Größe, ist. Nicht zuletzt dieser Einwand Newmans dürfte dazu geführt haben, daß Norrbin (1971) folgerichtig sämtliche nichtlinearen hydrodynamischen Effekte bei Y und N durch ungerade quadratische Terme der allgemeinen Form $a|b|$ darstellt und daß Smitt und Chislett (1974) bei ihren Untersuchungen mit dem MARINER-Standardschiff das Abkowitzsche Bewegungsmodell entsprechend modifizierten. Nichtsdestoweniger kommt Newman (1966) bei seinen Betrachtungen über eine adäquate Darstellung der hydrodynamischen Kraftwirkungen bei horizontalen Schiffsbewegungen zu dem Schluß, daß in einem nichtlinearen Bewegungsmodell sowohl ungerade Terme 2. Ordnung als auch Terme 3. Ordnung eingeführt werden sollten, da sie auf unterschiedlichen Ursachen beruhen. Diese Schlußfolgerung Newmans wurde in dem vorliegenden allgemeinen Ansatz für die Kräfte X und Y sowie das Moment N , Gl. (4), durch die Einführung beider Varianten erfüllt. Welche Variante allerdings für ein bestimmtes Schiffsmodell jeweils in Frage kommt oder ob sogar beide Varianten gleichzeitig auftreten, muß von Fall zu Fall geprüft werden. Diesem Zweck dient im übrigen die in Abschnitt 6 beschriebene Gültigkeitskontrolle, bei der über eine rechnerische Simulation ein direkter Vergleich mit den Ergebnissen des frei manövrierenden Schiffsmodells (Betriebsart B) vorgenommen wird.

Die formale Anwendung der Taylorschen Formel für die Darstellung der hydrodynamischen Kraftwirkungen verlangt, daß auch bei den Beschleunigungskomponenten Terme höherer Ordnung sowie Kopplungen zwischen Beschleunigungen und Geschwindigkeiten berücksichtigt werden müssen. Um auch in diesem Bereich eine gewisse Vereinfachung zu erreichen, geht Abkowitz (1964) von der Hypothese aus, daß die beschleunigungsabhängigen Anteile in den hydrodynamischen Kraftwirkungen bereits durch lineare Terme - entsprechend den klassischen

hydrodynamischen Massen - vollständig erfaßt werden. Grundlage dieser Überlegungen ist die Tatsache, daß potentialtheoretische Berechnungen für tiefgetauchte Körper nur lineare Beschleunigungsterme liefern. Gleiches gilt für die Vernachlässigung von Kopplungen zwischen Beschleunigungen und Geschwindigkeiten, da in den bekannten Darstellungen der Potentialtheorie üblicherweise der Einfluß der Wellenbildung an der freien Wasseroberfläche und der Wirbelablösung im Hinterschiffsbereich vernachlässigt wird.

Die ersten Versuchsergebnisse mit dem Modell des MARINER-Standard-schiffes, s.a. Grim *et al.* (1976) oder Oltmann und Wolff (1976), widersprechen jedoch der obigen Hypothese bezüglich der linearen Beschleunigungsabhängigkeit der hydrodynamischen Kräfte. Bei den Versuchen wurde - in Anlehnung an die übliche "Planar Motion Modellversuchstechnik" (PMMT) - die jeweilige Bewegungskomponente kontinuierlich als Kosinus-Funktion der Zeit t verändert. Bei der anschließenden Fourieranalyse der gemessenen Kräfte repräsentieren die Sinus-Koeffizienten B_k den hydrodynamischen Trägheitsanteil. Vorausgesetzt, die Abkowitzsche Hypothese ist gültig, dann dürfte sich lediglich der erste Sinus-Koeffizient B_1 als signifikant erweisen. Darüber hinaus erwies sich jedoch auch ein Sinus-Koeffizient 3. Ordnung als ausgeprägt. Diese Tatsache läßt auf das Vorhandensein von entweder nichtlinearen Beschleunigungstermen oder aber gemischten geschwindigkeits- und beschleunigungsabhängigen Termen schließen und der mathematische Ansatz für die hydrodynamischen Kraftwirkungen wurde aufgrund dieser Erfahrungen entsprechend erweitert. Weitere Einzelheiten sind dem Abschnitt 4 zu entnehmen.

Unter Berücksichtigung der gemachten Ausführungen ergibt sich ein allgemeiner, umfassender Ansatz für die Darstellung der hydrodynamischen Kräfte, Gl. (4). Dieser mathematische Ansatz, der für die drei bei horizontalen Schiffsbewegungen relevanten Komponenten X , Y und N gilt, bildet zum gegenwärtigen Zeitpunkt die Grundlage für die Auswertung der Kraftmessungen in Betriebsart A. Eine Erweiterung, aufgrund neuer Ergebnisse und Erkenntnisse, ist jederzeit möglich. Welche der Terme jeweils konkret für die Darstellung der einzelnen Komponenten in Frage kommen, ergibt sich zum einen aus den Kraftmessungen bzw. aus der zugehörigen Auswertung und zum anderen durch die Gültigkeitskontrolle mit Hilfe des frei manövrierenden Schiffsmodells.

Neben einer direkten Identifikation der hydrodynamischen Koeffizienten in Gl. (4) über Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell, kann auch eine

$$\begin{aligned}
F &= F(\Delta u, v, r, \dot{u}, \dot{v}, \dot{r}; \delta) \\
&= F_0 \\
&+ F_u \Delta u \quad + F_{uu} \Delta u^2 \quad + F_{uuu} \Delta u^3 \quad + F_u \dot{u} \quad + F_{uu} \dot{u} \Delta u \\
&+ F_{uuu} \dot{u} \Delta u^2 \\
&+ F_v v \quad + F_{vv} v^2 \quad + F_{vvv} v^3 \quad + F_{vvvv} v^4 \quad + F_{vvvvv} v^5 \\
&+ F_{v|v} |v| \quad + F_v \dot{v} \quad + F_{vv} \dot{v} v \quad + F_{vvv} \dot{v} v^2 \\
&+ F_r r \quad + F_{rr} r^2 \quad + F_{rrr} r^3 \quad + F_{rrrr} r^4 \quad + F_{rrrrr} r^5 \\
&+ F_{r|r} |r| \quad + F_r \dot{r} \quad + F_{rr} \dot{r} r \quad + F_{rrr} \dot{r} r^2 \\
&+ F_\delta \delta \quad + F_{\delta\delta} \delta^2 \quad + F_{\delta\delta\delta} \delta^3 \quad + F_{\delta\delta\delta\delta} \delta^4 \quad + F_{\delta\delta\delta\delta\delta} \delta^5 \\
&+ F_{\delta|\delta} |\delta| \quad + F_{vu} v \Delta u \quad + F_{vuu} v \Delta u^2 \quad + F_{vvu} v^2 \Delta u \quad + F_{vvvu} v^3 \Delta u \quad + F_{v|v|u} |v| |v| \Delta u \\
&+ F_{ru} r \Delta u \quad + F_{ruu} r \Delta u^2 \quad + F_{rru} r^2 \Delta u \quad + F_{rrru} r^3 \Delta u \quad + F_{r|r|u} |r| |r| \Delta u \\
&+ F_{\delta u} \delta \Delta u \quad + F_{\delta uu} \delta \Delta u^2 \quad + F_{\delta\delta u} \delta^2 \Delta u \quad + F_{\delta\delta\delta u} \delta^3 \Delta u \quad + F_{\delta|\delta|u} |\delta| |\delta| \Delta u \\
&+ F_{vr} vr \quad + F_{vrr} vr^2 \quad + F_{vrrr} vr^3 \quad + F_{vvv} v^2 r \quad + F_{vvrr} v^2 r^2 \\
&+ F_{vvvr} v^3 r \quad + F_{v|r|} |v| |r| \quad + F_{|v|r} |v| |r| \\
&+ F_{v\delta} v\delta \quad + F_{v\delta\delta} v\delta^2 \quad + F_{vv\delta} v^2 \delta \quad + F_{|v|\delta} |v| \delta \quad + F_{v|\delta} |v| \delta | \\
&+ F_{r\delta} r\delta \quad + F_{r\delta\delta} r\delta^2 \quad + F_{rr\delta} r^2 \delta \quad + F_{|r|\delta} |r| \delta \quad + F_{r|\delta} |r| \delta | \\
&+ F_{vr u} vr \Delta u \quad + F_{v\delta u} v\delta \Delta u \quad + F_{r\delta u} r\delta \Delta u \quad + F_{vr\delta} vr\delta
\end{aligned}$$

(4)

indirekte Identifikation durch die Auswertung der Bahnkurven bzw. der Bewegungskomponenten des frei manövrierenden Schiffsmodells vorgenommen werden. Entsprechende Methoden wurden im Teilprojekt A2 des SFB 98 entwickelt, vgl. Oltmann (1978a). Aufgrund der veränderten Modalitäten ist es allerdings erforderlich, eine Modifikation des vorgestellten quasistationären Bewegungsmodells, Dgl.system (1) in Verbindung mit Gl. (4), vorzunehmen. Wichtig ist dabei die Einhaltung der Bedingung, daß auch die Koeffizienten der modifizierten Bewegungsgleichungen weitgehend geschwindigkeitsunabhängig sind. Ausgehend von der dimensionslosen Form des Dgl.systems (1) gelingt dies dadurch, daß die einzelnen Kraftkomponenten, Gl. (1a) und (1b), mit $(\rho u^2 L^2/2)$ und die

Momentenkomponenten, Gl. (1c), jeweils mit $(\rho u^2 L^3/2)$ multipliziert werden. Die dimensionslosen Zustandsvariablen u' bzw. $\Delta u'$, v' und r' werden gleichzeitig als Quotienten von Zustandsvariable und Bezugsgrößen ausgedrückt. Anschließend erfolgt eine Auflösung nach den Beschleunigungskomponenten \dot{u} , \dot{v} und \dot{r} , wobei gleichzeitig eine Entkopplung zwischen \dot{v} und \dot{r} vorgenommen wird. Das Ergebnis dieser Vorgehensweise bildet das umfassende Dgl.system (5), bei

$$\begin{aligned}
\dot{u} &= f(u, v, r; \delta) \\
&= A_1 u \Delta u + A_2 \Delta u^2 + A_2 \Delta u^3 / u \\
&\quad + A_4 v^2 + A_5 r^2 + A_6 u^2 \delta^2 + A_7 vr + A_8 uv \delta \\
&\quad + A_9 ur \delta + A_{10} v^2 \Delta u / u + A_{11} r^2 \Delta u / u + A_{12} u \delta^2 \Delta u + A_{13} uv \\
&\quad + A_{14} v \Delta u + A_{15} v \Delta u^2 / u + A_{16} ur + A_{17} r \Delta u + A_{18} r \Delta u^2 / u \\
&\quad + A_{19} vr \Delta u / u + A_{20} v \delta \Delta u + A_{21} r \delta \Delta u + A_{22} v^2 \delta + A_{23} r^2 \delta \\
&\quad + A_{24} u^2 \delta + A_{25} u \delta \Delta u + A_{26} \delta \Delta u^2 + A_{27} v^2 r / u + A_{28} vr^2 / u \\
&\quad + A_{29} uv \delta^2 + A_{30} ur \delta^2 + A_{31} v^3 / u + A_{32} r^3 / u + A_{33} u^2 \delta^3 \\
&\quad + A_{34} u^2 \delta^4
\end{aligned} \tag{5a}$$

$$\begin{aligned}
\dot{v} &= g(u, v, r; \delta) \\
&= B_1 u^2 + B_2 u \Delta u + B_3 uv + B_4 v^2 + B_5 v^3 / u \\
&\quad + B_6 vr^2 / u + B_7 uv \delta^2 + B_8 v \Delta u + B_9 v \Delta u^2 / u + B_{10} ur \\
&\quad + B_{11} r^2 + B_{12} r^3 / u + B_{13} v^2 r / u + B_{14} ur \delta^2 + B_{15} r \Delta u \\
&\quad + B_{16} r \Delta u^2 / u + B_{17} u^2 \delta + B_{18} u^2 \delta^2 + B_{19} u^2 \delta^3 + B_{20} v^2 \delta \\
&\quad + B_{21} r^2 \delta + B_{22} u \delta \Delta u + B_{23} \delta \Delta u^2 + B_{24} vr \delta + B_{25} uv \delta \\
&\quad + B_{26} v \delta \Delta u + B_{27} ur \delta + B_{28} r \delta \Delta u + B_{29} vr + B_{30} vr \Delta u / u \\
&\quad + B_{31} v |v| + B_{32} r |r| + B_{33} v |r| + B_{34} r |v| + B_{35} v^5 / u^3 \\
&\quad + B_{36} r^5 / u^3 + B_{37} u^2 \delta^4 + B_{38} u^2 \delta^5 + B_{39} u \delta^2 \Delta u + B_{40} u \delta^3 \Delta u \\
&\quad + B_{41} u \delta |v| + B_{42} u \delta |r| + B_{43} uv |\delta| + B_{44} ur |\delta| + B_{45} u^2 \delta |\delta| \\
&\quad + B_{46} u \delta |\delta| \Delta u + B_{47} v^3 r / u^2 + B_{48} vr^3 / u^2
\end{aligned} \tag{5b}$$

$$\begin{aligned}
\dot{r} &= h(u, v, r; \delta) \\
&= C_1 u^2 + C_2 u \Delta u + C_3 uv + C_4 v^2 + C_5 v^3 / u \\
&+ C_6 v r^2 / u + C_7 uv \delta^2 + C_8 v \Delta u + C_9 v \Delta u^2 / u + C_{10} ur \\
&+ C_{11} r^2 + C_{12} r^3 / u + C_{13} v^2 r / u + C_{14} ur \delta^2 + C_{15} r \Delta u \\
&+ C_{16} r \Delta u^2 / u + C_{17} u^2 \delta + C_{18} u^2 \delta^2 + C_{19} u^2 \delta^3 + C_{20} v^2 \delta \\
&+ C_{21} r^2 \delta + C_{22} u^2 \Delta u + C_{23} \delta \Delta u^2 + C_{24} vr \delta + C_{25} uv \delta \\
&+ C_{26} v \delta \Delta u + C_{27} ur \delta + C_{28} r \delta \Delta u + C_{29} vr + C_{30} vr \Delta u / u \\
&+ C_{31} v |v| + C_{32} r |r| + C_{33} v |r| + C_{34} r |v| + C_{35} v^5 / u^3 \\
&+ C_{36} r^5 / u^3 + C_{37} u^2 \delta^4 + C_{38} u^2 \delta^5 + C_{39} u \delta^2 \Delta u + C_{40} u \delta^3 \Delta u \\
&+ C_{41} u \delta |v| + C_{42} u \delta |r| + C_{43} uv |\delta| + C_{44} ur |\delta| + C_{45} u^2 \delta |\delta| \\
&+ C_{46} u \delta |\delta| \Delta u + C_{47} v^3 r / u^2 + C_{48} vr^3 / u^2
\end{aligned}
\tag{5c}$$

dem gewissermaßen eine Vorauswahl der in Betracht kommenden hydrodynamischen Koeffizienten aus Gl. (4) für die Komponenten X , Y und N getroffen wurde. Aufgabe der indirekten System-Identifikation ist es dann, die wirklich signifikanten Parameter A_j , B_j und C_j der modifizierten Bewegungsgleichungen für das jeweils betrachtete Schiffsmodell bzw. Schiff zu ermitteln und zu quantifizieren.

4. Ergebnisse der direkten Identifikation

4.1 Allgemeines

Bevor die Kraftmessungen und die zugehörigen Ergebnisse im einzelnen diskutiert werden, sollen noch einige erläuternde Ausführungen zur Durchführung und insbesondere zur Auswertung der Versuche gemacht werden.

Die Durchführung der Versuche erfolgte, mit Ausnahme der Abhängigkeiten vom Ruderwinkel δ , in Anlehnung an die bekannte "Planar Motion Modellversuchstechnik". Mit diesem Begriff wird die Möglichkeit charakterisiert, in einem normalen Schleppkanal einer Schiffbauversuchsanstalt sowohl geschwindigkeits- als auch beschleunigungsabhängige hydrodynamische Kräfte und Momente an gefesselten Schiffsmodellen unter der Vorgabe von idealisierten, harmonischen ebenen Bewegungen zu bestimmen ¹⁾ und, nach entsprechender Aufbereitung der Kraftmessungen, die Koeffizienten für ein mathematisches Modell von Bewegungsgleichungen zu liefern. Das bedeutet konkret, daß die jeweilig betrachtete Bewegungskomponente, die Längsgeschwindigkeitsänderung Δu , die Seitengeschwindigkeit v oder die Giergeschwindigkeit r , kontinuierlich als Kosinus-Funktion der Zeit verändert wird und die gemessenen, transienten Kräfte bzw. Momente anschließend als Fourierreihen über der Zeit analysiert werden. Der besondere Vorteil derartiger Versuche mit dem CPMC liegt darin, daß die gesamte funktionale Abhängigkeit der hydrodynamischen Kraftwirkungen von den einzelnen Bewegungskomponenten einschließlich etwaiger Nichtlinearitäten jeweils durch einen einzigen Versuch mit großer Bewegungsamplitude bestimmt werden kann, während andere Versuchseinrichtungen dafür zeitlich aufwendige Versuchsserien benötigen. Dieser Vorteil der CPMC-Versuche ist in erster Linie dadurch begründet, daß aufgrund der großen Wegamplituden und der damit verbundenen niedrigen Bewegungsfrequenzen (Schwingungsperiode $T = 20$ bis 30 s) auch Fourierkoeffizienten höherer Ordnung mit großer Genauigkeit, d. h. mit großem Nutz- zu Störsignalabstand, bestimmt werden können, vgl. auch Oltmann und Wolff (1976). Aus Zuverlässigkeitsgründen wird man allerdings *in praxi* stets mehrere Versuche mit unterschiedlicher Bewegungsamplitude durchführen.

¹⁾ Ein kurzer Abriß zur Entwicklung dieser speziellen Modellversuchstechnik findet sich bei Grim *et al.* (1976) und bei Oltmann und Wolff (1976).

Ein grundsätzliches Problem wird durch die Frage nach der richtigen Propellerdrehzahl bei den Versuchen berührt. Während im Falle des frei manövrierenden Schiffmodells die Propellerdrehzahl wegen der einzuhaltenden Gleichgewichtsbedingung zweifelsfrei festliegt, bestehen bei den Kraftmessungen am gefesselten Schiffmodell, bei denen jede beliebige Drehzahl vorgegeben werden kann, zum Teil unterschiedliche Auffassungen. Als übliche Versuchspraxis hat sich durchgesetzt, daß die Kraftmessungen zur Bestimmung der hydrodynamischen Koeffizienten von Bewegungsgleichungen mit der Propellerdrehzahl durchgeführt werden, die zum Selbstpropulsionspunkt der Großausführung gehört, s.a. Smitt und Chislett (1974). Diese eingeführte Regel ist jedoch, wie eine Zwischenbetrachtung zeigen soll, noch nicht als definitiv anzusehen.

Bei Einschraubern mit im Propellerstrahl angeordnetem Ruder geht man im allgemeinen von der vereinfachenden Annahme bzw. Voraussetzung aus, daß sich beim frei manövrierenden Schiffmodell zwei Maßstabeffekte in ihrer Wirkung gegenseitig aufheben, vgl. auch Mandel (1967). Beim Modellversuch ergibt sich - verglichen mit der Großausführung - aufgrund des überproportionalen Zähigkeitswiderstandes eine erhöhte Schubbelastung des Propellers. Die damit verbundene Vergrößerung der Strahlgeschwindigkeit bzw. der Anströmgeschwindigkeit des Ruders wird jedoch zum Teil dadurch ausgeglichen, daß - gleichfalls als Folge der niedrigeren Reynolds-Zahl - die Reibungsgrenzschicht und die Ablösungszone im Hinterschiffsbereich beim Schiffmodell relativ dicker als bei der Großausführung sind und daß demzufolge die mittlere Anströmgeschwindigkeit zum Propeller beim Schiffmodell relativ kleiner ist. Der letztere Effekt kommt jedoch auch bei Versuchen mit gefesselten Schiffmodellen voll zum Tragen, wird aber nicht entsprechend kompensiert, wenn nach der oben beschriebenen Regel verfahren wird.

Um zumindest im Rahmen der vorliegenden Untersuchung eine gewisse Klärung dieser wichtigen Frage zu erreichen, wurde ein Teil der Versuchsserien mit zwei unterschiedlichen Propellerdrehzahlen, entsprechend dem Selbstpropulsionspunkt des Schiffmodells und der Großausführung, gefahren. Die Entscheidung darüber, welche der beiden Alternativen versuchstechnisch am sinnvollsten ist, läßt sich am zweckmäßigsten über eine Bestimmung der resultierenden hydrodynamischen Koeffizienten und eine anschließende Simulation von Manövern für die Großausführung fällen. Voraussetzung ist allerdings, daß entsprechende Großausführungsmessungen - wie im vorliegenden Falle für das

MARINER-Modell, Morse und Price (1961) - vorliegen. Einzelheiten zu den durchgeführten Simulationsrechnungen für die Großausführung sind Abschnitt 8 zu entnehmen.

Bei der Auswertung von stationären Kraftmessungen, bei denen die jeweilige unabhängige Variable (im vorliegenden Falle der Ruderwinkel δ) über ein bestimmtes Zeitintervall konstant gehalten wird, treten im allgemeinen keine besonderen Probleme auf. In diesen Fällen wird unter Berücksichtigung der bekannten Methode der kleinsten Fehlerquadrate eine geeignete Ausgleichs- parabel durch die diskreten Meßpunkte gelegt und damit ein funktionaler Zusammenhang zwischen den gemessenen hydrodynamischen Kräften und der unabhängigen Variablen hergestellt. Etwas anders sieht es demgegenüber bei den instationären Kraftmessungen aus, bei denen die jeweilige unabhängige Variable (Δu , v oder x) kontinuierlich als Kosinus-Funktion der Zeit mit Periodendauern zwischen 20 und 30 s verändert wird. Die Auswertung derartiger Versuche erfolgt grundsätzlich in zwei getrennten Stufen. In der ersten Stufe werden die gemessenen, transienten Kräfte zunächst um die Trägheitsanteile des Schiffsmodells und der verwendeten Kraftmeßwaage korrigiert und anschließend als Fourierreihen über der Zeit analysiert. Der wesentliche Vorteil der Fourieranalyse, die gleichfalls einer Funktionenapproximation nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate entspricht, liegt darin, daß insbesondere die unvermeidlichen, hochfrequenten Störanteile in den Kraftmessungen automatisch ausgefiltert werden. Darüber hinaus wird durch die Darstellung als Fourierreihe eine beträchtliche Datenreduktion erreicht. In der zweiten Auswertungsstufe wird die Interpretation der Fourierkoeffizienten bzw. die Ermittlung der hydrodynamischen Koeffizienten in den Bewegungsgleichungen vorgenommen.

Unter der Voraussetzung quasistationären Verhaltens, d.h. Einflüsse der Bewegungsvorgeschichte werden vernachlässigt, repräsentiert der erste Sinus-Koeffizient der ermittelten Fourierreihe den Trägheitsanteil der hydrodynamischen Kraftwirkungen, während alle Kosinus-Koeffizienten zusammen die nichtlineare Dämpfungsfunktion bilden. Diese Dämpfungsfunktion läßt sich nun mit Hilfe der Tschebyscheff-Polynome 1. Art, s. dazu Abramowitz und Stegun (1965), in eine Potenzreihe überführen, und man erhält damit den gewünschten Zusammenhang zwischen den Fourierkoeffizienten und den Koeffizienten der Bewegungsgleichungen. Eine ausführliche Darstellung dieser Zusammenhänge findet sich bei Oltmann und Wolff (1976). Es muß allerdings betont werden, daß eine

derartige einfache Zuordnung der Fourierkoeffizienten nur unter der Voraussetzung gilt, daß Sinus-Terme höherer Ordnung keine signifikante Rolle spielen. Dies ist aber, wie bereits ausgeführt, bei den vorliegenden CPMC-Versuchen nicht der Fall. Nicht zuletzt um diesem Umstand Rechnung zu tragen, wurde das Auswertungskonzept für die instationären Kraftmessungen prinzipiell geändert, wobei gleichzeitig, als erwünschter Nebeneffekt, eine gewisse Rationalisierung bei der Auswertung angestrebt wurde. Die Hauptänderung gegenüber dem alten Auswertungskonzept besteht darin, daß keine grundsätzliche Trennung mehr bei der Bestimmung von Trägheits- und Dämpfungsanteil und den zugehörigen Koeffizienten der Bewegungsgleichungen vorgenommen wird. Es wird vielmehr die gesamte hydrodynamische Kraftkomponente (X , Y oder N), unter Berücksichtigung aller Fourierkoeffizienten bis zur 5. Ordnung und unter Vorgabe des durch Gl. (4) dargestellten allgemeinen Kraftansatzes, mittels einer mehrfachen linearen Regression analysiert. Diese Auswertemethodik hat den Vorteil, daß die Auswahl der signifikanten Terme des allgemeinen Ansatzes, Gl. (4), weitgehend objektiviert wird. Als entscheidender Vorteil ist anzusehen, daß jetzt ganze Versuchsserien geschlossen ausgewertet werden können. Für die eigentliche Regression wurde im übrigen ein Algorithmus verwendet, der sich auch bei der Analyse von Bahnkurven des frei manövrierenden Schiffsmodells (indirekte System-Identifikation) bestens bewährt hat, Anon. (1968).

Abschließend noch einige Anmerkungen zur Darstellung der Versuchsergebnisse. Es ist in der Modellversuchstechnik allgemein üblich, sich dimensionsloser Beiwerte zu bedienen, um damit eine Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf die Großausführung zu gewährleisten. Grundvoraussetzung für die Bildung dimensionsloser Beiwerte ist bei dynamischen Vorgängen die Erfüllung des Newtonschen Ähnlichkeitsgesetzes (Kraft proportional Dichte, Fläche und Quadrat der Geschwindigkeit). In der Schiffshydrodynamik ist es nun zur Regel geworden, neben der Dichte der Flüssigkeit ρ , die Schiffslänge L (bzw. L^2 für die Fläche) und die momentane Bahngeschwindigkeit U als Bezugsgrößen heranzuziehen. Bei den vorliegenden Meßergebnissen wurde insoweit von dieser Regel abgewichen, als an Stelle der Bahngeschwindigkeit U die Längsgeschwindigkeit u verwendet wurde, vgl. auch Abschnitt 10 (Symbolverzeichnis). Diese Änderung gegenüber der allgemeinen Gepflogenheit, die aus der speziellen CPMC-Versuchstechnik resultiert, ist insbesondere bei der Interpretation der Versuchsergebnisse für die Driftgeschwindigkeit v zu beachten. Es sei bereits an dieser Stelle darauf hingewiesen, daß bei dem in Abschnitt 7

durchgeführten Vergleich mit den Versuchsergebnissen anderer Institutionen eine entsprechende Umrechnung auf die vorliegende Norm vorgenommen wurde.

4.2 Selbstpropulsionspunkt Schiffmodell

Das endgültige, umfangreiche Testprogramm wurde so konzipiert, daß alle wichtigen Steuer- und Manövriereigenschaften des MARINER-Standard-schiffes für die Ausgangsgeschwindigkeit von $V = 15$ kn - bei konstanter Propellerdrehzahl - im vollen Umfang erfaßt werden. Die Drehzahl wurde entsprechend dem Selbstpropulsionspunkt des Schiffmodells eingestellt, um einen von Strömungs- und Windstörungen unbeeinflussten Vergleich mit den zugehörigen Versuchsergebnissen des frei manövrierenden Schiffmodells über eine rechnerische Manöversimulation durchführen zu können, s. Abschnitt 6. Eine Liste mit dem vollständigen Versuchsprogramm, einschließlich der jeweiligen Parameterbereiche sowie der relevanten hydrodynamischen Koeffizienten des allgemeinen Kraftansatzes von Gl. (4), ist in Tab. 3 wiedergegeben. Wie man dieser Tabelle entnehmen kann, wurden fast ausnahmslos instationäre Versuchserien zur Bestimmung der hydrodynamischen Koeffizienten herangezogen. Wenn das Versuchsprogramm dennoch sehr umfangreich geworden ist, dann insbesondere deshalb, weil die Bestimmung von Kopplungstermen durch die notwendige Variation mehrerer Variablen zwangsläufig zu einer Vielzahl von Einzelversuchen führt.

Die wichtigsten Meßergebnisse sind in dimensionsloser Form in den Abb. 4 bis 12 aufgetragen. Wegen der Tatsache, daß bei den instationären Versuchen die jeweils betrachtete Bewegungskomponente kontinuierlich periodisch verändert wird, ergibt sich für die zugehörigen hydrodynamischen Kraftanteile, wie in den Abb. 5 bis 12 dargestellt, gleichfalls eine stetige Kurvenschar. Aus diesem Grunde wurde in diesen Abbildungen auf eine zusätzliche Darstellung entsprechender Ausgleichskurven unter Berücksichtigung der in Tab. 4 aufgeführten numerischen Werte für die relevanten hydrodynamischen Koeffizienten weitgehend verzichtet.

Vergleicht man den in Tab. 4 zusammengestellten Koeffizientensatz für das Modell des MARINER-Standardschiffes mit äquivalenten Koeffizientensätzen anderer Institutionen, dann sind einige deutliche Unterschiede festzustellen. Dabei ist besonders augenfällig, daß in dem vorliegenden Koeffizientensatz die Gesamtzahl der relevanten Koeffizienten relativ groß ist. Dies ist darauf zurückzuführen, daß bei der Bestimmung der hydrodynamischen Koeffizienten eine extrem genaue Anpassung an die Meßwerte bzw. an die durch die Fourierkoeffizienten repräsentierten Meßkurven vorgenommen wurde. Diese genaue An-

Tabelle 3

CPMC-Versuchsprogramm (Betriebsart A)

HSVA-Modell Nr. 2654

 $U_o = 1.543 \text{ m/s}$, $n = 6.09 \text{ 1/s}$

Versuchsart	Parameterbereich	Relevante Koeffizienten	zugeh. Abbildg.
Instationäre <i>Surge</i> -Versuche	$-0.67 \leq \Delta u' \leq +0.10$ $-0.30 \leq \dot{u}' \leq +0.30$ $\delta = v = r = 0$	$X_u^{\bullet}, X_u, X_{uu}, X_{uuu}$ Y_o, Y_{ou} N_o, N_{ou}	5a
Instationäre <i>Sway</i> -Versuche	$-0.30 \leq v' \leq +0.30$ $-0.40 \leq \dot{v}' \leq +0.40$ $u = U_o$ $\delta = r = 0$	X_v, X_{vv} $Y_v^{\bullet}, Y_{vvv}, Y_v, Y_{vvv}$ $N_v^{\bullet}, N_{vvv}, N_v, N_{v v }$	6a, 6b
Instationäre <i>Yaw</i> -Versuche	$-0.90 \leq r' \leq +0.90$ $-1.20 \leq \dot{r}' \leq +1.20$ $u = U_o$ $\delta = v = 0$	X_r, X_{rr}, X_{rrr} $Y_r^{\bullet}, Y_{rrr}, Y_r, Y_{rrr}, Y_r r $ $N_r^{\bullet}, N_{rrr}, N_r, N_{rrr}, N_r r $	9a, 9b
Stationäre Ruderversuche	$-40.0^{\circ} \leq \delta \leq +40.0^{\circ}$ $u = U_o$ $v = r = 0$	$X_{\delta}, X_{\delta\delta}, X_{\delta\delta\delta\delta}$ $Y_o, Y_{\delta}, Y_{\delta\delta}, Y_{\delta\delta\delta}, Y_{\delta\delta\delta\delta},$ $Y_{\delta\delta\delta\delta\delta}, Y_{\delta \delta }$ $N_o, N_{\delta}, N_{\delta\delta}, N_{\delta\delta\delta}, N_{\delta\delta\delta\delta},$ $N_{\delta\delta\delta\delta\delta}, N_{\delta \delta }$	4a
Instationäre <i>Sway</i> -Versuche	$-0.30 \leq v' \leq +0.30$ $u = 1.234 \text{ m/s}$ $\delta = r = 0$	X_{vu}, X_{vvvu} Y_{vu}, Y_{vvu} N_{vvvu}	7
Instationäre <i>Yaw</i> -Versuche	$-0.90 \leq r' \leq +0.90$ $u = 1.234 \text{ m/s}$ $\delta = v = 0$	X_{ru}, X_{rrru} Y_{ru}, Y_{rrru} N_{ru}, N_{rrru}	10

Tabelle 3 (Fortsetzung)

Versuchsart	Parameterbereich	Relevante Koeffizienten	zugeh. Abbildg.
Instationäre <i>Surge</i> -Versuche	$-0.60 \leq \Delta u' \leq +0.10$ $\delta = \pm 15^\circ, \pm 30^\circ$ $v = r = 0$	$X_{\delta u u}, X_{\delta \delta u}, X_{\delta \delta \delta u}$ $Y_{\delta u}, Y_{\delta \delta u}, Y_{\delta \delta \delta u}$ $N_{\delta u}, N_{\delta u u}, N_{\delta \delta u}, N_{\delta \delta \delta u}$	5b
Stationäre Ruderversuche	$-35.0^\circ \leq \delta \leq +35.0^\circ$ $u = 1.234 \text{ m/s}$ $v = r = 0$		4b
Instationäre <i>Sway-Yaw</i> -Versuche	$-0.30 \leq v' \leq +0.30$ $-0.90 \leq r' \leq +0.90$ $u = U_0$ $\delta = 0$	$X_{v r}, X_{ v r}$ $Y_{v v v r}, Y_{v r r r}, Y_{v r }, Y_{ v r}$ $N_{v r r r}, N_{ v r}$	12a 12b
Instationäre <i>Sway</i> -Versuche	$-0.30 \leq v' \leq +0.30$ $\delta = \pm 10^\circ, \pm 20^\circ, \pm 30^\circ$ $u = U_0$ $r = 0$	$X_{v \delta}, X_{v \delta }$ $Y_{v \delta}, Y_{v \delta \delta}, Y_{ v \delta}$ $N_{v \delta}, N_{v \delta }, N_{ v \delta}$	8
Instationäre <i>Yaw</i> -Versuche	$-0.90 \leq r' \leq +0.90$ $\delta = \pm 10^\circ, \pm 20^\circ, \pm 30^\circ$ $u = U_0$ $v = 0$	$X_{r \delta}$ $Y_{r \delta }, Y_{ r \delta}$ $N_{r \delta \delta}, N_{r \delta }, N_{ r \delta}$	11

passung war wiederum erforderlich, weil zur Kontrolle der Koeffizienten ein Vergleich mit den Ergebnissen des frei manövrierenden Schiffsmodells (Betriebsart B) über eine nachträgliche Simulation der gefahrenen Z-Manöver durchgeführt werden sollte, vgl. Abschnitt 6. Außerdem spielt bei Bewegungssimulationen unter Verwendung eines Digitalrechners die Anzahl der Koeffizienten in den Bewegungsgleichungen keine entscheidende Rolle. Demgegenüber ist bei Simulationen auf dem Analogrechner eine Beschränkung auf die wichtigsten Terme im allgemeinen sinnvoll. Gleiches gilt auch für Anwendungen in den sog. Schiffsführungssimulatoren, bei denen das richtige Zeitverhalten

(Echtzeit) ein ausschlaggebender Faktor ist und wo der Rechner neben der Bewegungssimulation auch vielfältige Steuerungs- und Überwachungsaufgaben zu übernehmen hat.

Ein weiterer Unterschied gegenüber vergleichbaren Koeffizientensätzen besteht, wie bereits in Abschnitt 3 ausgeführt, darin, daß für die mathematische Darstellung der hydrodynamischen Kraftwirkungen auch Terme 4. und 5. Ordnung herangezogen werden. Dies gilt im besonderen Maße für die durch den Ruderwinkel δ hervorgerufenen Kraftwirkungen (Abb. 4a und 4b), bei denen Änderungen, die durch das Abreißen der Strömung bei größeren Ruderwinkeln verursacht werden, zu berücksichtigen sind. Bei der numerischen Darstellung der Ruderkräfte (s. Tab. 4) wurde außerdem noch in anderer Form von der bislang üblichen Norm abgewichen, indem die ausgeprägtesten Nichtlinearitäten bei der Seitenkraft Y und dem Moment N sowohl durch einen kubischen als auch durch einen ungeraden quadratischen Term beschrieben werden. Interessant ist in diesem Zusammenhang, daß bei der durchgeführten mehrfachen linearen Regressionsanalyse beide genannten Terme jeweils unmittelbar nach dem dominierenden linearen Term, also vor dem Term 5. Ordnung, als signifikant ausgewiesen werden.

Im Gegensatz zu den durch Drift- und Drehbewegungen des Schiffes verursachten Kraftwirkungen, die im übrigen weitgehend proportional dem Quadrat der Schiffsgeschwindigkeit sind, hängen insbesondere bei Einschraubern die durch das Ruder bedingten Kräfte in starkem Maße von der Geschwindigkeit im Propellerstrahl ab. Da die Strahlgeschwindigkeit im Normalfall jedoch nicht genau bekannt ist, hat es sich als praktikabel erwiesen, auch die sog. Ruderkräfte mit der Schiffsgeschwindigkeit dimensionslos zu machen. Man muß allerdings beachten, daß normalerweise bei einem Manöver die Änderung der Strahlgeschwindigkeit nicht so ausgeprägt ist wie die Änderung der Schiffsgeschwindigkeit und daß infolgedessen bei den Ruderkräften Korrekturterme für den Geschwindigkeitsabfall notwendig werden. Die Bestimmung der relevanten Korrekturterme erfolgte im vorliegende Falle weitestgehend über instationäre *Surge*-Versuche (periodische Variation der Geschwindigkeitsänderung Δu) mit verschiedenen, jeweils konstanten Ruderwinkeln, deren Ergebnisse in Abb. 5b wiedergegeben sind. Aus Zweckmäßigkeitsgründen wurde daneben allerdings noch eine stationäre Versuchsserie bei einer Modellgeschwindigkeit entsprechend $V = 12$ kn gefahren, deren Ergebnisse gleichfalls in die Regression einbezogen wurden. Die Abb. 4b zeigt nun die sich ergebende Ausgleichskurve für

diesen Zustand ($V = 12 \text{ kn} \rightarrow \Delta u' = -0.25$). Zur Veranschaulichung der Übereinstimmung zwischen Messung und Ausgleichsfunktion wurden in Abb. 4b die Meßwerte aus der stationären Versuchsserie für diejenigen Ruderwinkel aufgenommen, die auch bei den instationären *Surge*-Versuchen, Abb. 5b, berücksichtigt wurden ($\delta = 0^\circ, \pm 15^\circ$ und $\pm 30^\circ$).

Eine wichtige Rolle bei der Simulation von Schiffsmanövern spielen zweifellos die drei Koeffizienten X_u , X_{uu} und X_{uuu} in der Längskraftgleichung, Gl. (1a), da sie in dem vorliegenden mathematischen Simulationsmodell indirekt das Verhalten der Antriebsanlage einschließlich Propeller repräsentieren und damit vorrangig für den bei üblichen Manövern auftretenden Geschwindigkeitsabfall verantwortlich sind. Für die Bestimmung dieser Koeffizienten wurde die Serie von instationären *Surge*-Versuchen mit Ruderwinkel $\delta = 0^\circ$ herangezogen, Abb. 5a. Diese Versuchsserie diente in Verbindung mit den Ruderversuchen gleichzeitig zur Bestimmung der Koeffizienten Y_o , N_o , Y_{ou} und N_{ou} , die hauptsächlich zur Abbildung der bei einem konventionellen Einschrauber (Ruder im Propellerstrahl) notwendigerweise auftretenden Asymmetrien dienen und die trotzdem vielfach als weniger wichtig eingestuft werden, s. auch Smitt und Chislett (1974). Vergleicht man allerdings die in Tab. 4 ausgewiesenen Werte für Y_o und N_o mit den in Abb. 5a aufgetragenen Meßergebnissen, dann ist eine gewisse Diskrepanz festzustellen. Diese Diskrepanz, auf die im Abschnitt 6 noch näher eingegangen wird, beruht darauf, daß für die allgemeine Gültigkeitskontrolle der hydrodynamischen Koeffizienten eine Modifikation von Y_o und N_o auf der Basis der indirekten Systemidentifikation (Abschnitt 5) vorgenommen und dementsprechend in Tab. 4 ausgewiesen wurde.

In früheren Arbeiten, Grim *et al.* (1976) sowie Oltmann und Wolff (1976), wurde für das MARINER-Modell (allerdings bei einer korrespondierenden Geschwindigkeit von $V = 20 \text{ kn}$!) bereits gezeigt, daß die Ergebnisse aus stationären Schrägschleppversuchen und instationären reinen *Sway*-Versuchen praktisch identisch sind. Es wurden demzufolge zur Bestimmung der Abhängigkeiten von der Seitengeschwindigkeit v für die Geschwindigkeit $V = 15 \text{ kn}$ drei instationäre *Sway*-Versuche mit unterschiedlichen Bewegungsamplituden ($\hat{v}' = 0.1, 0.2$ und 0.3) durchgeführt. Die zugehörigen Versuchsergebnisse sind, aufgeteilt nach Kosinus- und Sinus-Summenanteil, in den Abb. 6a und 6b wiedergegeben. Man erkennt aus Abb. 6a, daß eine gute Übereinstimmung innerhalb der gesamten Versuchsreihe besteht. Bei der Ermittlung der zuge-

hörigen hydrodynamischen Koeffizienten für das mathematische Bewegungsmodell ergab sich interessanterweise, daß die Nichtlinearitäten bei der Seitenkraft Y am besten durch den kubischen Term $Y_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}} \dot{v}^3$ dargestellt werden, während beim Giermoment N der ungerade, quadratische Term $N_{\dot{v}|\dot{v}|} \dot{v}|\dot{v}|$ vorrangig ausgewiesen wird. Allerdings ist auch festzuhalten, daß die Nichtlinearitäten beim Giermoment N nicht sehr ausgeprägt sind.

Bei der Interpretation der Sinus-Summenanteile, Abb. 6b, ist zu berücksichtigen, daß neben den dominierenden linearen Beschleunigungsanteilen, die den klassischen hydrodynamischen Massen für tiefgetauchte Körper aus der Potentialtheorie entsprechen, s. dazu Imlay (1961), auch deutliche nichtlineare Anteile auftreten. Diese nichtlinearen Anteile, die bei Y und N hauptsächlich als Sinus-Koeffizient 3. Ordnung ausgewiesen werden, können entweder als nichtlineare Beschleunigungsterme oder aber als gemischte geschwindigkeits- und beschleunigungsabhängige Terme gedeutet werden. Gezielte Versuche mit unterschiedlichen Bewegungsfrequenzen ($9 \text{ s} \leq T \leq 45 \text{ s}$) haben jedoch sehr deutlich gezeigt, daß für die mathematische Darstellung nur gemischte Terme in Frage kommen. Reine nichtlineare Beschleunigungsterme können demzufolge ausgeschlossen werden und wurden deshalb auch nicht in den allgemeinen Ansatz für die hydrodynamischen Kraftwirkungen, Gl. (4), aufgenommen. Wie aus Tab. 4 ersichtlich, ergibt sich für das MARINER-Modell, daß die Terme $Y_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}} \dot{v} \dot{v}^2$ und $N_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}} \dot{v} \dot{v}^2$ die nichtlinearen Zusatzeffekte am besten wiedergeben. Eine eindeutige physikalische Zuordnung der Effekte ist z.Z. noch nicht möglich. Gezielte Untersuchungen zur Klärung dieser Phänomene sind jedoch in Vorbereitung. Der Vollständigkeit halber sollte nicht unerwähnt bleiben, daß die aufgeführten Zusatzterme bei der numerischen Simulation realer Manöver nur eine untergeordnete Rolle spielen, vgl. auch Abschnitt 6.

In der Abb. 6b ist weiterhin auffällig, daß die Kraftverläufe nicht durch einwertige Kurven dargestellt werden, sondern vielmehr zweiwertige Kurvenscharen bilden, die sehr stark an die bekannten Lissajousschen Figuren erinnern. Die Zweiwertigkeit wird vor allem durch einen Sinus-Koeffizienten 2. Ordnung verursacht; wobei daran erinnert werden muß, daß in diesem Falle zu jedem Beschleunigungswert \dot{v} zwei Geschwindigkeitswerte v mit unterschiedlichem Vorzeichen gehören. Die entsprechenden Kraftanteile sind, wie man an dem Ordinatenmaßstab für X' und N' sehen kann, allerdings sehr gering. Aus Abb. 6b ist des weiteren abzulesen, daß auch die Längskraft X eine ausgeprägte lineare Abhängigkeit von der Seitenbeschleunigung \dot{v} besitzt. Diese

wird im allgemeinen wegen der Symmetrie des Schiffskörpers zur x,z -Ebene vernachlässigt, kommt, wie die vorliegenden Meßergebnisse zeigen, bei Einschraubern durch die propellerbedingte Unsymmetrie aber durchaus zum Tragen. Da ein entsprechender Term in den Bewegungsgleichungen bei Simulationsrechnungen aber keinen entscheidenden Einfluß auf die resultierenden Bewegungen ausübt, wurde hier auf eine Auswertung verzichtet.

Es wurde bereits ausgeführt, daß die durch Seiten- und Drehbewegungen verursachten Kraftwirkungen weitestgehend proportional dem Quadrat der Geschwindigkeit sind und daß eine Korrektur mit Hilfe von Δu -Termen nur selten erforderlich ist. Zur Kontrolle dieses Sachverhalts wurden zusätzlich drei instationäre *Sway*-Versuche mit unterschiedlichen Bewegungsamplituden bei einer Geschwindigkeit entsprechend $V = 12$ kn durchgeführt, wobei die Propellerdrehzahl gegenüber den Ausgangsversuchen nicht verändert wurde. Die Kosinus-Summenanteile (Dämpfungsanteile) dieser Versuchsreihe sind in Abb. 7 wiedergegeben, und man erkennt bei einem Vergleich mit den in Abb. 6a dargestellten Ausgangsergebnissen, daß nur bei dem Längskraftbeiwert X' und bei dem Momentenbeiwert N' geringfügige sichtbare Änderungen auftreten. Die zugehörigen Korrekturbeiwerte sind der Tab. 4 zu entnehmen. Zu diesen Korrekturbeiwerten ist anzumerken, daß auch bei ihrer Bestimmung die gute Anpassung an die Meßergebnisse im Vordergrund stand. Diese Maxime führte allerdings dazu, daß auch Korrekturterme berücksichtigt wurden, die keinen entsprechenden Grundterm besitzen, wie beispielsweise Y'_{vvu} oder N'_{vvv} .

Die Wechselwirkungen zwischen Seitengeschwindigkeit v und Ruderwinkel δ wurden durch mehrere instationäre *Sway*-Versuche mit konstantem Ruderwinkel $\delta \neq 0^\circ$ bestimmt, s. Tab. 3. Wie der Abb. 8, die die Ergebnisse für den Grundzustand ($\delta = 0^\circ$) und für die beiden größten Ruderwinkel ($\delta = +30^\circ$ und -30°) enthält, zu entnehmen ist, sind die resultierenden Effekte relativ gering. Dennoch lassen sich aus den in Tab. 4 ausgewiesenen Koeffizienten einige interessante Einzelheiten ablesen. Bildet man die Verhältniszwerte $N'_{v\delta}/Y'_{v\delta} = -0.53$ und $N'_{|v|\delta}/Y'_{|v|\delta} = -0.52$, dann wird deutlich, daß durch diese vier Koeffizienten demnach als Korrektiv für die Ruderkoeffizienten Y'_δ und N'_δ infolge von zusätzlichen Driftbewegungen interpretiert werden können. Die beiden Koeffizienten $Y'_{v\delta\delta}$ und $N'_{v|\delta|}$ stellen dagegen Korrekturen für die linearen Koeffizienten Y'_v und N'_v durch ein gelegtes Ruder dar.

Die Ermittlung der durch die Drehgeschwindigkeit r verursachten hydro-

dynamischen Kraftwirkungen erfolgte analog zu den beschriebenen *Sway*-Versuchen über drei instationäre *Yaw*-Versuche mit unterschiedlichen Bewegungsamplituden ($\hat{r}' = 0.3, 0.6$ und 0.9). Die zugehörigen Versuchsergebnisse wurden wiederum nach Kosinus- und Sinus-Summenanteil aufgespalten und sind in den Abb. 9a und 9b als Funktion der Drehgeschwindigkeit r bzw. der Drehbeschleunigung \dot{r} aufgetragen. Wie Abb. 9a zeigt, ist auch hier die Übereinstimmung innerhalb der Versuchsreihe sehr gut. Die Auswertung durch die Regression ergibt, daß sowohl bei der Seitenkraft Y als auch beim Drehmoment N die Darstellung der Nichtlinearitäten im Dämpfungsanteil (Kosinus-Summenanteil) am besten durch einen kubischen und durch einen zusätzlichen ungeraden quadratischen Term erfolgt, s. Tab. 4. Für die Auswertung bzw. Interpretation der Sinus-Summenanteile, Abb. 9b, gelten sinngemäß die gleichen Ausführungen wie für die instationären *Sway*-Versuche, Abb. 6b. Das bedeutet, daß die nichtlinearen Zusatzeffekte am zweckmäßigsten durch die Terme $Y_{rrr} \dot{r} r^2$ und $N_{rrr} \dot{r} r^2$ beschrieben werden.

In Abb. 10 sind die Kosinus-Summenanteile von verschiedenen *Yaw*-Versuchen mit unterschiedlicher Bewegungsamplitude bei einer Modellgeschwindigkeit entsprechend $V = 12$ kn aufgetragen. Die Propellerdrehzahl entsprach den Ausgangsversuchen mit $V = 15$ kn. Vergleicht man nun die Abb. 10 und 9a, dann sind trotz der geänderten Modellgeschwindigkeit bei den Beiwerten keine gravierenden Änderungen zu erkennen. Wenn in Tab. 4 aber dennoch entsprechende Korrekturterme aufgeführt sind, dann wiederum nur, um die bestmögliche Anpassung an die Meßergebnisse zu erreichen. Zur Bestimmung der Wechselwirkung zwischen Drehgeschwindigkeit r und Ruderwinkel δ wurden äquivalent zu den *Sway*-Versuchen mehrere instationäre *Yaw*-Versuche mit konstantem Ruderwinkel $\delta \neq 0^\circ$ durchgeführt, s. Tab. 3. Die Ergebnisse für $\delta = -30^\circ$ und $\delta = +30^\circ$, die in Abb. 11 den Ergebnissen des Grundversuchs ($\delta = 0^\circ$) gegenübergestellt sind, zeigen, daß auch hier die resultierenden Effekte relativ gering sind. Geht man wiederum von der Lokalisierung einzelner Kraftwirkungen aus, dann lassen sich die Koeffizienten $Y'_{r|\delta}$ und $N'_{r|\delta}$ als Korrekturglieder für die linearen Ruderkoeffizienten Y'_δ und N'_δ interpretieren, während $Y'_{r|\delta}$, $N'_{r\delta\delta}$ und $N'_{r|\delta}$ Korrekturglieder für die linearen Koeffizienten Y'_r und N'_r darstellen.

Aufgrund der bestehenden Kopplungen in den Bewegungsgleichungen für horizontale Schiffsbewegungen ist es bei normalen Manövern, d.h. ohne äußere Zusatzkräfte durch Querstrahlanlagen, Schlepper oder ähnliches, nicht mög-

lich, daß ein Schiff beispielsweise eine Drehbewegung ohne eine entsprechende Driftbewegung durchführt. Für ein Versuchsprogramm zur Bestimmung der hydrodynamischen Koeffizienten in den Bewegungsgleichungen hat diese Tatsache insofern Konsequenzen, als den Wechselwirkungen zwischen Seitengeschwindigkeit v und Drehgeschwindigkeit x im besonderen Maße Rechnung getragen werden muß. Übliche PMM-Versuchspraxis ist es, die Ermittlung der Wechselwirkungsterme über reine periodische Drehbewegungen mit überlagerten, konstanten Driftwinkeln durchzuführen. Diese Vorgehensweise führt allerdings zu einer Vielzahl von Einzelversuchen. Unter Ausnutzung der speziellen Möglichkeiten des CPMC wurde im vorliegenden Falle eine andere, rationellere Versuchsstrategie eingeschlagen, indem eine Überlagerung von reinen *Sway*- und reinen *Yaw*-Bewegungen bei der Bewegungsvorgabe vorgenommen wurde. Der Versuchsablauf entsprach der üblichen Versuchstechnik, d.h. beide Bewegungskomponenten wurden bei gleicher Periodendauer T kontinuierlich als Kosinus-Funktionen der Zeit verändert. Die drei untersuchten Amplitudenkombinationen wurden entsprechend den zugehörigen Grundversuchen ausgewählt, wobei allerdings darauf geachtet wurde, daß beide Bewegungen gegenläufig sind ($x' = -3v'$). Die wichtigsten Ergebnisse dieser Versuchsserie sind in den Abb. 12a und 12b zusammengefaßt. Sie zeigen den jeweiligen Kosinus-Summenanteil der resultierenden Kraftwirkungen in Abhängigkeit von der Seitengeschwindigkeit v' und von der Drehgeschwindigkeit x' . Zur Veranschaulichung der Größenordnungen wurden in die Diagramme zusätzlich die Ergebnisse der zugehörigen Grundversuche ($x = 0$ bzw. $v = 0$) aufgenommen, und man erkennt, daß durch die Bewegungskombination erhebliche Zusatzkräfte und -momente hervorgerufen werden. Des weiteren wurden die Ergebnisse für die unrealistische Bewegungskombination $x' = 3v'$, die jedoch bei der Auswertung durch die Regression unberücksichtigt blieben, in den Abb. 12a und 12b aufgetragen. In diesem Falle zeigt sich insbesondere bei der Seitenkraft Y eine deutliche Verringerung der Wirkung.

Zu den in Tab. 4 aufgeführten Koeffizienten, die die Wechselwirkung zwischen Seitengeschwindigkeit v und Drehgeschwindigkeit x repräsentieren, ist festzustellen, daß auch bei ihrer Ermittlung durch die mehrfache, lineare Regression die Anpassung an die Meßergebnisse oberstes Prinzip war. Dieses kommt dadurch deutlich zum Ausdruck, daß bei der Seitenkraft Y mit Y'_{vxx} und $Y'_{v|x}$ beispielsweise zwei Koeffizienten als signifikant ausgewiesen wurden, die in ihrer unmittelbaren Wirkung äquivalent sind. Interessant ist weiterhin, daß zur ausreichenden Darstellung der Seitenkraft Y ein Term 4. Ordnung (Y'_{vvvx}) notwendig ist. Um den Unterschied zwischen den verschiedenar-

Tabelle 4

Dimensionslose hydrodynamische Koeffizienten
der nichtlinearen Bewegungsgleichungen
($V = 15$ kn, Selbstpropulsionspunkt Schiffsmodell)

X - Gleichung		Y - Gleichung		N - Gleichung	
Koeffi- zient	Wert	Koeffi- zient	Wert	Koeffi- zient	Wert
X_u^\bullet	-21.44	Y_v^\bullet	-748.87	N_v^\bullet	7.82
		Y_{vvv}^\bullet	-4107.03	N_{vvv}^\bullet	84.94
		Y_r^\bullet	-14.37	N_r^\bullet	-44.43
		Y_{rrr}^\bullet	-130.36	N_{rrr}^\bullet	21.09
X_u	-276.08	Y_o	-2.03	N_o	0.81
X_{uu}	0.0	Y_{ou}	-20.81	N_{ou}	6.48
X_{uuu}	-221.03				
X_v	-22.04	Y_v	-1159.27	N_v	-346.67
X_{vv}	-465.77	Y_{vv}	0.0	N_{vv}	0.0
		Y_{vvv}	-9504.01	N_{vvv}	0.0
		$Y_{v v }$	0.0	$N_{v v }$	168.73
X_{vu}	205.26	Y_{vu}	-106.76	N_{vu}	0.0
X_{vvu}	0.0	Y_{vvu}	-361.44	N_{vvu}	0.0
X_{vvvu}	-2276.50	Y_{vvvu}	0.0	N_{vvvu}	-3549.49
X_r	27.97	Y_r	352.90	N_r	-208.33
X_{rr}	-43.27	Y_{rr}	0.0	N_{rr}	0.0
X_{rrr}	-19.16	Y_{rrr}	74.41	N_{rrr}	-113.40
		$Y_{r r }$	178.96	$N_{r r }$	-48.50
X_{ru}	-38.89	Y_{ru}	-140.57	N_{ru}	-13.57
X_{rru}	-36.21	Y_{rru}	0.0	N_{rru}	15.21
X_{rrru}	0.0	Y_{rrru}	180.62	N_{rrru}	0.0
X_δ	5.42	Y_δ	264.04	N_δ	-128.24
$X_{\delta\delta}$	-142.04	$Y_{\delta\delta}$	67.54	$N_{\delta\delta}$	-23.61
$X_{\delta\delta\delta}$	0.0	$Y_{\delta\delta\delta}$	-686.89	$N_{\delta\delta\delta}$	340.12
$X_{\delta\delta\delta\delta}$	95.76	$Y_{\delta\delta\delta\delta}$	-131.77	$N_{\delta\delta\delta\delta}$	44.11
		$Y_{\delta\delta\delta\delta\delta}$	410.57	$N_{\delta\delta\delta\delta\delta}$	-201.45
		$Y_{\delta \delta }$	198.43	$N_{\delta \delta }$	-100.08

Tabelle 4 (Fortsetzung)

X - Gleichung		Y - Gleichung		N - Gleichung	
Koeffi- zient	Wert	Koeffi- zient	Wert	Koeffi- zient	Wert
$X_{\delta u}$	0.0	$Y_{\delta u}$	-371.12	$N_{\delta u}$	199.79
$X_{\delta u u}$	229.64	$Y_{\delta u u}$	0.0	$N_{\delta u u}$	40.86
$X_{\delta \delta u}$	194.44	$Y_{\delta \delta u}$	-54.44	$N_{\delta \delta u}$	36.19
$X_{\delta \delta \delta u}$	140.81	$Y_{\delta \delta \delta u}$	587.17	$N_{\delta \delta \delta u}$	-273.73
$X_{v r}$	230.49	$Y_{v r}$	0.0	$N_{v r}$	0.0
		$Y_{v v v r}$	813.15	$N_{v v v r}$	0.0
		$Y_{v r r r}$	-2214.32	$N_{v r r r}$	387.05
		$Y_{v r }$	-618.32	$N_{v r }$	0.0
$X_{ v r}$	-67.49	$Y_{ v r}$	644.35	$N_{ v r}$	-719.96
$X_{v \delta}$	101.37	$Y_{v \delta}$	55.91	$N_{v \delta}$	-29.61
		$Y_{v \delta \delta}$	149.01	$N_{v \delta \delta}$	0.0
$X_{v \delta }$	-15.83	$Y_{v \delta }$	0.0	$N_{v \delta }$	34.99
		$Y_{ v \delta}$	206.58	$N_{ v \delta}$	-106.64
$X_{r \delta}$	-48.51	$Y_{r \delta}$	0.0	$N_{r \delta}$	0.0
		$Y_{r \delta \delta}$	0.0	$N_{r \delta \delta}$	130.04
		$Y_{r \delta }$	-103.10	$N_{r \delta }$	-38.13
		$Y_{ r \delta}$	84.55	$N_{ r \delta}$	-47.13

Alle Werte sind mit 10^{-5} zu multiplizieren!

tigen Versuchstechniken (*Yaw*-Versuche mit überlagertem Driftwinkel bzw. kombinierte *Sway-Yaw*-Versuche) einmal deutlich zu machen, wurde der Fall einer reinen *Yaw*-Bewegung mit überlagertem, konstantem Driftwinkel ($v' = -0.3$ und $v' = +0.3$) unter Verwendung der ermittelten Regressionskoeffizienten rechnerisch nachvollzogen. Das zugehörige Ergebnis ist zusammen mit den Ergebnissen für eine kombinierte *Sway-Yaw*-Bewegung ($r' = -3v'$) in Abb. 13 wiedergegeben.

4.3 Selbstpropulsionspunkt Großausführung

Im Abschnitt 4.1 wurde bereits angedeutet, daß bei Kraftmessungen an gefesselten Schiffsmodellen zur direkten Ermittlung der Koeffizienten von Bewegungsgleichungen die Wahl der Propellerdrehzahl ein grundsätzliches Problem darstellt. Nach den vorliegenden Erfahrungen hat es sich allgemein durchgesetzt, die Propellerdrehzahl entsprechend dem Selbstpropulsionspunkt der Großausführung einzustellen. Obwohl diese Verfahrensweise nicht als definitiv anzusehen ist, wurde ein ergänzendes Versuchsprogramm aufgestellt, das dieser Regel folgt. Der genaue Umfang des Versuchsprogramms ist in Tab. 5 festgehalten. Wie man erkennt, wurde der Versuchsumfang gegenüber dem in Abschnitt 4.2 beschriebenen Versuchsprogramm für den Modellzustand (s. Tab. 3) deutlich reduziert. Diese quantitative Verringerung beruht im wesentlichen auf den Erfahrungen, die im Rahmen der ersten Versuchreihe gewonnen wurden.

Die Propellerdrehzahl für den Selbstpropulsionspunkt der Großausführung wurde über einen Propulsionsversuch ermittelt, wobei die notwendige Reibungskorrektur in Anlehnung an die von Gertler (1966) vorgelegten Versuchsergebnisse entsprechend der Schoenherr-Linie durchgeführt wurde.

Die wichtigsten Versuchsergebnisse sind in den Abb. 14 bis 17 dargestellt, während die resultierenden hydrodynamischen Koeffizienten in Tab. 6 zusammengefaßt wurden. Der formale Aufbau von Tab. 6 entspricht dem von Tab. 4, so daß der Vergleich beider Koeffizientensätze erleichtert wird.

Unterzieht man die in Abb. 14 aufgetragenen Versuchsergebnisse der stationären Ruderwinkelversuche einer näheren Betrachtung, dann sind verschiedene Dinge besonders erwähnenswert. Das ist zum einen der notwendige konstante Kraftanteil bei der Längskraft X , der der Reibungskorrektur beim Propulsionsversuch entspricht. Zum anderen ist auffällig, daß das Abreißen der Strömung bei positiven Ruderwinkeln nicht so deutlich ausgeprägt ist, wie bei den entsprechenden Versuchen zum Selbstpropulsionspunkt des Schiffsmodells, vgl. Abb. 4a, und daß dennoch durch die Regression ein Term 5. Ordnung als signifikant ausgewiesen wird, s. Tab. 6. Weiterhin ist bemerkenswert, daß auch bei den Ruderwinkelversuchen mit niedrigerer Drehzahl (Abb. 14) die wichtigsten Nichtlinearitäten bei Y und N durch einen kubischen und einen ungeraden quadratischen Term dargestellt werden. Bei einem Vergleich

Tabelle 5

CPMC-Versuchsprogramm (Betriebsart A)

HSVA-Modell Nr. 2654

 $U_o = 1.543 \text{ m/s}$, $n = 5.51 \text{ 1/s}$

Versuchsart	Parameterbereich	Relevante Koeffizienten	zugeh. Abbildg.
Instationäre <i>Surge</i> -Versuche	$-0.60 \leq \Delta u' \leq +0.10$ $-0.27 \leq \dot{u}' \leq +0.27$ $\delta = v = r = 0$	$X_u^{\bullet}, X_u, X_{uuu}$ Y_o, Y_{ou} N_o, N_{ou}	15
Instationäre <i>Sway</i> -Versuche	$-0.30 \leq v' \leq +0.30$ $-0.40 \leq \dot{v}' \leq +0.40$ $u = U_o$ $\delta = r = 0$	X_{vv} $Y_v^{\bullet}, Y_{vvv}, Y_v, Y_{vvv}$ $N_v^{\bullet}, N_v, N_v v $	16
Instationäre <i>Yaw</i> -Versuche	$-1.00 \leq r' \leq +1.00$ $-2.00 \leq \dot{r}' \leq +2.00$ $u = U_o$ $\delta = v = 0$	X_r, X_{rr}, X_{rrr} $Y_r^{\bullet}, Y_{rrr}, Y_r, Y_{rrr}, Y_r r $ $N_r^{\bullet}, N_{rrr}, N_r, N_{rrr}, N_r r $	17
Stationäre Ruderversuche	$-40.0^{\circ} \leq \delta \leq +40.0^{\circ}$ $u = U_o$ $v = r = 0$	$X_{\delta}, X_{\delta\delta}, X_{\delta\delta\delta\delta}$ $Y_o, Y_{\delta}, Y_{\delta\delta}, Y_{\delta\delta\delta}, Y_{\delta\delta\delta\delta},$ $Y_{\delta\delta\delta\delta\delta}, Y_{\delta \delta }$ $N_o, N_{\delta}, N_{\delta\delta}, N_{\delta\delta\delta},$ $N_{\delta\delta\delta\delta\delta}, N_{\delta \delta }$	14
Instationäre <i>Surge</i> -Versuche	$-0.30 \leq \Delta u' \leq +0.10$ $\delta = \pm 15^{\circ}, \pm 30^{\circ}$ $v = r = 0$	$X_{\delta\delta u}$ $Y_{\delta u}, Y_{\delta\delta u}, Y_{\delta\delta\delta u}$ $N_{\delta u}, N_{\delta\delta u}, N_{\delta\delta\delta u}$	15
Instationäre <i>Sway-Yaw</i> -Versuche	$-0.30 \leq v' \leq +0.30$ $-1.00 \leq r' \leq +1.00$ $u = U_o$ $\delta = 0$	$X_{vvr}, X_{ v r}$ $Y_{vvvr}, Y_{vvr}, Y_{v r }, Y_{ v r}$ $N_{vvr}, N_{ v r}$	—

der in den Tab. 4 und 6 ausgewiesenen Ruderwinkel-Koeffizienten stellt man fest, daß die wichtigsten Koeffizienten in einem bestimmten, nahezu konstanten Verhältnis zueinander stehen. Der Faktor entspricht weitgehend dem quadratischen Verhältnis der unterschiedlichen effektiven Ruderanströmungsgeschwindigkeit c . Dies wurde auch durch eine Kontrollrechnung bestätigt, bei der die jeweilige effektive Ruderanströmungsgeschwindigkeit c nach der von Thulin (1974) vorgelegten Näherungsformel bestimmt wurde. Die erforderlichen Korrekturwerte für den Geschwindigkeitsabfall Δu wurden allein über instationäre *Surge*-Versuche ermittelt, s. Abb. 15.

Für die Bestimmung der Abhängigkeiten von der Seitengeschwindigkeit v wurden in Anlehnung an das in Abschnitt 4.2 beschriebene Versuchsprogramm gleichfalls drei instationäre *Sway*-Versuche mit unterschiedlichen Bewegungsamplituden durchgeführt. Die zugehörigen Versuchsergebnisse (Kosinus-Summenanteil) sind in Abb. 16 dargestellt. Vergleicht man diese Ergebnisse mit den in Abb. 6a aufgetragenen Versuchsergebnissen für den Selbstpropulsionspunkt Schiffsmodell, dann sind praktisch keine Unterschiede festzustellen. Dies drückt sich auch bei den zugehörigen hydrodynamischen Koeffizienten aus, wie man den Tab. 4 und 6 entnehmen kann. Ähnliches gilt für die Abhängigkeiten von der Drehgeschwindigkeit r , s. Abb. 17. Auch hier lassen sich keine gravierenden Abweichungen bei den unterschiedlichen Drehzahlen feststellen. Bei den Versuchen zum Selbstpropulsionspunkt Schiffsmodell wurde gezeigt, daß die durch Seiten- und Drehbewegungen verursachten Kraftwirkungen weitgehend proportional dem Quadrat der Geschwindigkeit sind. Als Konsequenz daraus wurden bei den Untersuchungen zum Selbstpropulsionspunkt Großausführung keine *Sway*- und *Yaw*-Versuche bei niedrigeren Geschwindigkeiten gefahren und demzufolge in Tab. 6 auch keine entsprechenden Korrekturterme für Δu ausgewiesen.

Zur Bestimmung der Wechselwirkungen zwischen der Seitengeschwindigkeit v und der Drehgeschwindigkeit r wurden einige kombinierte *Sway-Yaw*-Versuche (Einzelheiten s. Abschnitt 4.2) als Kontrollversuche durchgeführt. Die Ergebnisse unterschieden sich nur unwesentlich von den entsprechenden Versuchen des Abschnitts 4.2, so daß konsequenterweise die Ergebnisse aus dieser Versuchsreihe auch in die Tab. 6 übernommen wurden. Die Wechselwirkungen zwischen dem Ruderwinkel δ und der Seitengeschwindigkeit v bzw. der Drehgeschwindigkeit r wurden nicht im Detail untersucht. Vielmehr wurden die Koeffizienten aus Tab. 4 mit dem Faktor multipliziert, der sich aus dem qua-

Tabelle 6

Dimensionslose hydrodynamische Koeffizienten
der nichtlinearen Bewegungsgleichungen
($V = 15$ kn, Selbstpropulsionspunkt Großausführung)

X - Gleichung		Y - Gleichung		N - Gleichung	
Koeffi- zient	Wert	Koeffi- zient	Wert	Koeffi- zient	Wert
$X_{\dot{u}}$	-24.08	$Y_{\dot{v}}$	-776.72	$N_{\dot{v}}$	5.66
		$Y_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}}$	-3791.23	$N_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}}$	0.0
		$Y_{\dot{r}}$	-11.17	$N_{\dot{r}}$	-40.96
		$Y_{\dot{r}\dot{r}\dot{r}}$	-137.29	$N_{\dot{r}\dot{r}\dot{r}}$	14.81
$X_{\dot{u}}$	-222.92	$Y_{\dot{o}}$	2.10	$N_{\dot{o}}$	2.56
$X_{\dot{u}\dot{u}}$	0.0	$Y_{\dot{o}\dot{u}}$	-16.70	$N_{\dot{o}\dot{u}}$	1.90
$X_{\dot{u}\dot{u}\dot{u}}$	-168.21				
$X_{\dot{v}}$	0.0	$Y_{\dot{v}}$	-1151.61	$N_{\dot{v}}$	-355.52
$X_{\dot{v}\dot{v}}$	-417.88	$Y_{\dot{v}\dot{v}}$	0.0	$N_{\dot{v}\dot{v}}$	0.0
		$Y_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}}$	-9063.77	$N_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}}$	0.0
		$Y_{\dot{v} \dot{v} }$	0.0	$N_{\dot{v} \dot{v} }$	234.03
$X_{\dot{v}\dot{u}}$	0.0	$Y_{\dot{v}\dot{u}}$	0.0	$N_{\dot{v}\dot{u}}$	0.0
$X_{\dot{v}\dot{v}\dot{u}}$	0.0	$Y_{\dot{v}\dot{v}\dot{u}}$	0.0	$N_{\dot{v}\dot{v}\dot{u}}$	0.0
$X_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}\dot{u}}$	0.0	$Y_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}\dot{u}}$	0.0	$N_{\dot{v}\dot{v}\dot{v}\dot{u}}$	0.0
$X_{\dot{r}}$	22.16	$Y_{\dot{r}}$	352.63	$N_{\dot{r}}$	-201.96
$X_{\dot{r}\dot{r}}$	-42.28	$Y_{\dot{r}\dot{r}}$	0.0	$N_{\dot{r}\dot{r}}$	0.0
$X_{\dot{r}\dot{r}\dot{r}}$	-15.90	$Y_{\dot{r}\dot{r}\dot{r}}$	100.79	$N_{\dot{r}\dot{r}\dot{r}}$	-112.52
		$Y_{\dot{r} \dot{r} }$	158.80	$N_{\dot{r} \dot{r} }$	-51.17
$X_{\dot{r}\dot{u}}$	0.0	$Y_{\dot{r}\dot{u}}$	0.0	$N_{\dot{r}\dot{u}}$	0.0
$X_{\dot{r}\dot{r}\dot{u}}$	0.0	$Y_{\dot{r}\dot{r}\dot{u}}$	0.0	$N_{\dot{r}\dot{r}\dot{u}}$	0.0
$X_{\dot{r}\dot{r}\dot{r}\dot{u}}$	0.0	$Y_{\dot{r}\dot{r}\dot{r}\dot{u}}$	0.0	$N_{\dot{r}\dot{r}\dot{r}\dot{u}}$	0.0
$X_{\dot{\delta}}$	10.38	$Y_{\dot{\delta}}$	234.67	$N_{\dot{\delta}}$	-116.16
$X_{\dot{\delta}\dot{\delta}}$	-127.10	$Y_{\dot{\delta}\dot{\delta}}$	4.85	$N_{\dot{\delta}\dot{\delta}}$	-1.00
$X_{\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}}$	0.0	$Y_{\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}}$	-563.97	$N_{\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}}$	299.80
$X_{\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}}$	69.05	$Y_{\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}}$	0.0	$N_{\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}}$	0.0
		$Y_{\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}}$	352.93	$N_{\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}\dot{\delta}}$	-189.43
		$Y_{\dot{\delta} \dot{\delta} }$	164.91	$N_{\dot{\delta} \dot{\delta} }$	-86.26

Tabelle 6 (Fortsetzung)

X - Gleichung		Y - Gleichung		N - Gleichung	
Koeffi- zient	Wert	Koeffi- zient	Wert	Koeffi- zient	Wert
$X_{\delta u}$	0.0	$Y_{\delta u}$	-357.76	$N_{\delta u}$	158.60
$X_{\delta uu}$	0.0	$Y_{\delta uu}$	0.0	$N_{\delta uu}$	0.0
$X_{\delta \delta u}$	228.68	$Y_{\delta \delta u}$	-65.74	$N_{\delta \delta u}$	61.84
$X_{\delta \delta \delta u}$	0.0	$Y_{\delta \delta \delta u}$	549.33	$N_{\delta \delta \delta u}$	-193.54
X_{vr}	230.49	Y_{vr}	0.0	N_{vr}	0.0
		Y_{vvvr}	813.15	N_{vvvr}	0.0
		Y_{vrr}	-2214.32	N_{vrr}	387.05
		$Y_{v r}$	-618.32	$N_{v r}$	0.0
$X_{ v r}$	-67.49	$Y_{ v r}$	644.33	$N_{ v r}$	-719.96
$X_{v\delta}$	90.93	$Y_{v\delta}$	50.15	$N_{v\delta}$	-26.56
		$Y_{v\delta\delta}$	133.66	$N_{v\delta\delta}$	0.0
$X_{v \delta }$	-14.20	$Y_{v \delta }$	0.0	$N_{v \delta }$	31.39
		$Y_{ v \delta}$	185.30	$N_{ v \delta}$	-95.66
$X_{r\delta}$	-43.51	$Y_{r\delta}$	0.0	$N_{r\delta}$	0.0
		$Y_{r\delta\delta}$	0.0	$N_{r\delta\delta}$	116.65
		$Y_{r \delta }$	-92.48	$N_{r \delta }$	-34.20
		$Y_{ r \delta}$	75.84	$N_{ r \delta}$	-42.28

Alle Werte sind mit 10^{-5} zu multiplizieren!

dratischen Verhältnis der unterschiedlichen Ruderanströmgeschwindigkeiten σ ergibt, und in die Tab. 6 aufgenommen.

5. Ergebnisse der indirekten Identifikation

Neben den zahlreichen Kraftmessungen, über die im vorangegangenen Abschnitt berichtet wurde, sind mit dem HSVA-Modell Nr. 2654 an verschiedenen Versuchstagen gleichfalls eine Reihe von Z-Manövern mit dem frei fahrenden Schiffsmodell durchgeführt worden. Diese Versuche dienten einmal einer Kontrolle der durch die direkte Identifikation ermittelten hydrodynamischen Koeffizienten des quasistationären Bewegungsmodells bzw., ausgehend von dem allgemeinen Ansatz der Gl. (4), einer Bestimmung adäquater Ansätze für die Komponenten X , Y und N im Dgl.system (1). Darüber hinaus wurden die Versuche auch zu einer unabhängigen, indirekten Identifikation auf der Grundlage des modifizierten Bewegungsmodells, Dgl.system (5), herangezogen.

Für die Auswertung der Bahnkurven frei manövrierender Schiffsmodelle oder auch Schiffe stehen im Teilprojekt A2 des SFB 98 zur Zeit zwei Methoden zur Verfügung, die Methode der Beschleunigungsfehler und die Methode der Geschwindigkeitsfehler. Grundlage beider Identifikationsverfahren bildet die bekannte Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Die Beschleunigungsfehler-Methode geht von der Voraussetzung aus, daß neben den Zustandsvariablen u , v und x sowie der Führungsgröße δ auch die zeitlichen Ableitungen \dot{u} , \dot{v} und \dot{x} als Funktionen der Zeit t vorliegen. Dadurch ist es möglich, eine Bestimmung bzw. Abschätzung der unbekanntenen Koeffizienten A_j , B_j und C_j (Modellparameter) in dem Dgl.system (5) durch die Erfüllung der drei unabhängigen Zielfunktionen

$$\varepsilon_{\dot{u}} = \sum_{i=1}^n [\dot{u}_c(t_i) - \dot{u}_m(t_i)]^2 \rightarrow \underset{A_j}{\text{Min}} \quad (j = 1, 34) \quad (6a),$$

$$\varepsilon_{\dot{v}} = \sum_{i=1}^n [\dot{v}_c(t_i) - \dot{v}_m(t_i)]^2 \rightarrow \underset{B_j}{\text{Min}} \quad (j = 1, 48) \quad (6b)$$

$$\text{und} \quad \varepsilon_{\dot{x}} = \sum_{i=1}^n [\dot{x}_c(t_i) - \dot{x}_m(t_i)]^2 \rightarrow \underset{C_j}{\text{Min}} \quad (j = 1, 48) \quad (6c)$$

durchzuführen. Wegen der Schwierigkeiten bei der Ermittlung der Beschleunigungskomponenten \dot{u}_m , \dot{v}_m und \dot{x}_m , sei es direkt durch separate Messung oder indirekt über eine Differentiation der zugehörigen Geschwindigkeitskomponenten,

ist es völlig ausgeschlossen, alle insgesamt 130 Koeffizienten in den drei modifizierten Bewegungsgleichungen (5a), (5b) und (5c) gleichzeitig ermitteln zu wollen. Die notwendige Auswahl der für das betrachtete Schiffmodell bzw. Schiff signifikanten Terme der Bewegungsgleichungen erfolgt mit Hilfe einer mehrfachen linearen Regressionsanalyse. Die Anwendung dieses speziellen Verfahrens der mathematischen Statistik bietet insbesondere den Vorteil, daß die objektive Auswahl der signifikanten Terme - wie im Falle der direkten Identifikation (Abschnitt 4) - stark vereinfacht wird. Ein weiterer Vorteil der Beschleunigungsfehler-Methode besteht darin, daß mehrere unterschiedliche Versuchsfahrten (Z-Manöver) in einem geschlossenen Rechengang ausgewertet werden können.

Bei der Geschwindigkeitsfehler-Methode wird neben der obligatorischen Führungsgröße δ nur der zeitliche Verlauf der Zustandsvariablen u , v und x betrachtet. Während bei der Beschleunigungsfehler-Methode drei unabhängige Zielfunktionen, Gln. (6a - c), zu erfüllen sind, ergibt sich bei der Geschwindigkeitsfehler-Methode wegen der vorhandenen Kopplungen in den Bewegungsgleichungen eine einzige Zielfunktion

$$\varepsilon = \sum_{i=1}^n \left\{ w_1 [u_c(t_i) - u_m(t_i)]^2 + w_2 [v_c(t_i) - v_m(t_i)]^2 + w_3 [r_c(t_i) - r_m(t_i)]^2 \right\} \rightarrow \text{Min}_{A_j, B_j, C_j} \quad (7)$$

Die Größen w_j sind dabei Gewichts- oder Skalierungsfaktoren, die dazu dienen, die Genauigkeiten in den drei Zustandsvariablen numerisch gleichwertig und unabhängig vom jeweiligen Maßsystem zu machen.

Aufgrund der Tatsache, daß es sich bei der Geschwindigkeitsfehler-Methode um ein numerisch sehr aufwendiges Iterationsverfahren handelt, beschränkt sich die praktische Anwendung dieser Methode in erster Linie darauf, bei unzureichender Datenmenge für die Regression, die mit Hilfe der Beschleunigungsfehler-Methode ermittelten Schätzwerte der signifikanten Koeffizienten zu verbessern. Eine ausführliche Darstellung der mathematischen Grundlagen findet sich bei Oltmann (1978a).

Für die Auswertung nach der Beschleunigungsfehler-Methode wurden die

Meßergebnisse von vier verschiedenen Z-Manövern ($30^0/10^0$, $20^0/10^0$, $10^0/1^0$ und $5^0/1^0$ Z-Manöver) als Quellmanöver¹⁾ herangezogen. Die beiden modifizierten Z-Manöver ($10^0/1^0$ und $5^0/1^0$) wurden - im Gegensatz zu einer früheren Auswertung, Oltmann (1978a) - zusätzlich ausgewählt, um das Verhalten des Schiffsmodells im Bereich kleiner Ruderwinkel besser erfassen zu können. Der insgesamt betrachtete Variablenbereich ist in den Abb. 18a und 18b wiedergegeben. In der Tab. 7 sind die von dem Regressionsalgorithmus für das frei manövrierende Schiffsmodell als signifikant ausgewiesenen Koeffizienten des Gl.systems (5) aufgeführt. Eine Verbesserung mit Hilfe der Geschwindigkeitsfehler-Methode erfolgte nicht. Bei der Beurteilung des Koeffizientensatzes ist zu beachten, daß die Schätzwerte einzelner Koeffizienten nicht separat betrachtet werden dürfen. Es ist vielmehr stets die Gesamtwirkung aller signifikanten Koeffizienten A_j , B_j oder C_j zu bewerten. Dennoch fällt auf, daß beispielsweise mit A_{16} *ux* (entsprechend X_{2r} *x*) ein Term erfaßt wurde, der normalerweise wegen der Symmetrie des Schiffskörpers zur Mittellängsebene als vernachlässigbar eingestuft wird. Weiterhin ist auffällig, daß für die Darstellung der nichtlinearen Abhängigkeiten von der Seitengeschwindigkeit v bei \dot{v} und \dot{x} (bzw. Y und N) sowohl kubische Terme ($B_5 v^3/u$ und $C_5 v^3/u$) als auch ungerade quadratische Terme ($B_{31} v|v|$ und $C_{31} v|v|$) berücksichtigt werden. Damit wird zumindest indirekt die von Newman (1966) vertretene Auffassung bestätigt, daß konsequenterweise beide Terme in einem nichtlinearen Bewegungsmodell eingeführt werden sollten, da sie auf unterschiedlichen Ursachen beruhen.

Zur Veranschaulichung der Qualität des in Tab. 7 aufgeführten Koeffizientensatzes sind in den Abb. 19 und 20 die Simulationsergebnisse für ein Quellmanöver (Abb. 19) und für ein Testmanöver (Abb. 20) wiedergegeben und den Meßergebnissen gegenübergestellt. Als Führungsgröße wurde bei den Simulationsrechnungen der gemessene zeitliche Verlauf des Ruderwinkels $\delta(t)$ verwendet. Man erkennt anhand der Kurvenverläufe, daß die Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation mehr als zufriedenstellend ist. Die auffälligsten Abweichungen treten bei der Drehgeschwindigkeit $\dot{x}(t)$ und bei der Quer-

¹⁾ Mit "Quellmanöver" werden diejenigen Manöver (i.a. Z-Manöver) bezeichnet, mit deren Hilfe die signifikanten Koeffizienten des modifizierten Bewegungsmodells, Gl.system (5), ermittelt werden. Manöver, die einer zusätzlichen Überprüfung der Koeffizienten dienen, werden als "Testmanöver" ausgewiesen.

Tabelle 7

Ergebnisse der indirekten System-Identifikation
 HSVA-Modell Nr. 2654, $U_0 = 1.543 \text{ m/s}$

Koeffi- zient	Variable	Wert	Dimen- sion	Koeffi- zient	Variable	Wert	Dimen- sion	Koeffi- zient	Variable	Wert	Dimen- sion
A ₁	$u \Delta u$	-0.0460	1/m	B ₁	u^2	-0.0002	1/m	C ₁	u^2	0.0002	1/m ²
A ₂	Δu^2	0.0210	1/m	B ₃	$u v$	-0.0747	1/m	C ₃	$u v$	-0.0685	1/m ²
A ₆	$u^2 \delta^2$	-0.0379	1/m	B ₅	v^3/u	4.5230	1/m	C ₄	v^2	-0.7761	1/m ²
A ₇	$v r$	2.3412	1	B ₆	$v r^2/u$	-22.7033	1	C ₅	v^3/u	-3.1473	1/m ²
A ₉	$u r \delta$	-0.2227	1	B ₇	$u v \delta^2$	0.0306	1/m	C ₆	$v r^2/u$	16.7601	1
A ₁₂	$u \delta^2 \Delta u$	0.0417	1/m	B ₁₀	$u r$	-0.2681	1	C ₁₀	$u r$	-0.2102	1/m
A ₁₃	$u v$	-0.0165	1/m	B ₁₇	$u^2 \delta$	0.0266	1/m	C ₁₁	r^2	-6.1462	1
A ₁₆	$u r$	0.0323	1	B ₂₁	$r^2 \delta$	0.9625	m	C ₁₇	$u^2 \delta$	-0.0267	1/m ²
A ₂₇	$v^2 r/u$	-4.3002	1	B ₂₂	$u \delta \Delta u$	-0.0330	1/m	C ₂₀	$v^2 \delta$	-0.4107	1/m ²
A ₂₉	$u v \delta^2$	-0.0421	1/m	B ₃₀	$v r \Delta u/u$	0.3437	1	C ₂₂	$u \delta \Delta u$	0.0259	1/m ²
A ₃₄	$u^2 \delta^4$	0.0256	1/m	B ₃₁	$v v $	-1.1199	1/m	C ₂₅	$u v \delta$	-0.0810	1/m ²
				B ₃₇	$u^2 \delta^4$	0.0144	1/m	C ₂₇	$u r \delta$	-0.2501	1/m
				B ₃₈	$u^2 \delta^5$	-0.0608	1/m	C ₂₉	$v r$	-4.0851	1/m
								C ₃₁	$v v $	0.8020	1/m ²
								C ₃₈	$u^2 \delta^5$	0.0479	1/m ²

versetzung $y_0(t)$ auf. Sie sind jedoch nicht als gravierend zu bezeichnen. Dies wird dadurch deutlich, daß beispielsweise im Falle des Testmanövers die mittlere Abweichung bei der Drehgeschwindigkeit lediglich $0.13^\circ/\text{s}$ beträgt und damit, bezogen auf einen Maximalwert von $|r| = 2.75^\circ/\text{s}$, noch als gering eingestuft werden kann.

Um zu verdeutlichen, daß der mit Hilfe der Beschleunigungsfehler-Methode ermittelte Koeffizientensatz nicht nur zur Simulation von Z-Manövern geeignet ist, wurde gleichfalls das Spiralmanöver nach Bech rechnerisch simuliert. Bei diesem Standardversuch wird, im Gegensatz zum klassischen Versuch nach Dieudonné, das Schiff durch den Rudergänger oder durch eine entsprechende Ruderregelung (geschlossener Regelkreis) auf eine bestimmte konstante Drehgeschwindigkeit eingesteuert und der mittlere Ruderwinkel, der zur Aufrechterhaltung dieser Drehbewegung notwendig ist, gemessen. Das Ergebnis dieser Simulationsrechnung zeigt die Abb. 21. Man erkennt an der Form der Spiralkurve $r = f(\delta)$, daß nach den Ergebnissen der indirekten System-Identifikation für das Schiffsmodell im Bereich des neutralen Ruderwinkels eine geringfügige Gierinstabilität ausgewiesen wird. Dieses Ergebnis ist nicht in völliger Übereinstimmung mit den entsprechenden Ergebnissen der in Abschnitt 4 beschriebenen direkten System-Identifikation über Kraftmessungen, wonach das Schiffsmodell im gesamten Ruderwinkelbereich gierstabil ist, vgl. Abb. 26. Eine ausführlichere Diskussion zu diesem Sachverhalt erfolgt in Abschnitt 6.

6. Gültigkeitskontrolle

Neben der Ermittlung der mathematischen Struktur, der Auswahl und Durchführung geeigneter Versuche sowie der eigentlichen Koeffizientenbestimmung gehört die Gültigkeitskontrolle (Verifikation) zu den wesentlichen Teilaufgaben einer System-Identifikation. Die Verifikation hat die überaus wichtige Funktion, zu überprüfen, ob die gewählte Struktur des mathematischen Modells zusammen mit den Schätzwerten für die Koeffizienten der Dynamik des untersuchten Systems gerecht wird. Dabei ist zu beachten, daß die Verifikation nach Möglichkeit mit Daten bzw. Versuchen durchgeführt werden sollte, die nicht zur Koeffizientenbestimmung verwendet wurden. Der letztere Punkt ist insbesondere für die direkte System-Identifikation über Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell von Bedeutung, da im allgemeinen die Anpassung von Koeffizienten an die Kraftmessungen über Ausgleichsrechnungen keine Schwierigkeiten bereitet. Offen bleibt vielfach aber die Frage nach der richtigen mathematischen Struktur bzw. nach der adäquaten physikalischen Interpretation, zumal die Kraftmessungen häufig durch unterschiedliche Ansätze mathematisch gleichwertig approximiert werden können.

Im vorliegenden Falle standen für die Verifikation eine Reihe von Versuchen mit dem frei manövrierenden Schiffsmodell zur Verfügung, s. auch Abschnitt 5. Diese Modellversuche sind insofern fast als ideal zu bezeichnen, als sie frei von unkontrollierten Wind- und Strömungseinflüssen sind. Eine gewisse Einschränkung muß deshalb gemacht werden, weil aufgrund der vorgegebenen Abmessungen des Schlepptanks der HSVA einige wünschenswerte Manöver, wie das Drehkreismanöver oder das Spiralmanöver, nicht realisiert werden können. Um unter den gegebenen Bedingungen dennoch eine gute Vergleichsbasis zu haben, wurden neben der üblichen Standardserie von Z-Manövern mit verschiedenen Ruderwinkeln ($10^{\circ} \leq \bar{\delta} \leq 35^{\circ}$) bei einem Kursabfall von $\psi_s = 10^{\circ}$ auch zwei modifizierte Z-Manöver mit einem Kursabfall von $\psi_s = 1^{\circ}$ gefahren. Während die normalen Z-Manöver eine zuverlässige Aussage über die Manöviereigenschaften (Kursänderungs- und Stützverhalten) liefern, dient das modifizierte Z-Manöver, das von Nomoto und Fujii (1974) als vorläufiger Standardversuch für große Tanker vorgeschlagen wurde, im wesentlichen dazu, die Steuereigenschaften (Kurshaltevermögen) eines Schiffes bzw. eines Schiffsmodells zu ermitteln.

Für die Verifikation wurden vier der gefahrenen Z-Manöver ausgewählt

($30^{\circ}/10^{\circ}$, $20^{\circ}/10^{\circ}$, $10^{\circ}/10^{\circ}$ und $5^{\circ}/1^{\circ}$). Die Ergebnisse der zugehörigen Vergleichsrechnungen - unter Verwendung der in Tab. 4 ausgewiesenen hydrodynamischen Koeffizienten - sind zusammen mit den Versuchsergebnissen in den Abb. 22 bis 25 wiedergegeben. Neben dem Ruderwinkel δ wurden jeweils die Geschwindigkeitskomponenten u , v und x sowie der Kurswinkel ψ , der Driftwinkel β und die Querversetzung y_0 in Abhängigkeit von der Zeit t aufgetragen. Bei einem Vergleich zwischen Messung und Simulationsrechnung ist zu beachten, daß auch bei den Simulationsrechnungen der gemessene zeitliche Verlauf des Ruderwinkels $\delta(t)$ als Führungsgröße (Eingangsgröße) verwendet wurde. Es wurden keine Ruderwinkelkorrekturen entsprechend der Originalstrategie des Z-Manövers vorgenommen! Wie man anhand der Gegenüberstellungen in den Abb. 22 bis 25 sehen kann, ist die Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation sowohl bei den Geschwindigkeitskomponenten als auch bei Kurswinkel und Querversatz mehr als befriedigend. Besonders hervorzuheben ist dabei die Tatsache, daß diese ausgezeichnete Übereinstimmung im gesamten Ruderwinkelbereich erreicht wird. Dieses Ergebnis bestätigt nochmals in überzeugender Weise die Gültigkeit des quasistationären Ansatzes für die hydrodynamischen Kräfte, Gl. (4), bei normalen horizontalen Schiffsbewegungen.

Die Versuche mit dem frei manövrierenden Schiffsmodell dienen, wie in Abschnitt 5 beschrieben, gleichzeitig auch als Grundlage für eine unabhängige indirekte System-Identifikation. Dadurch ergibt sich die interessante Möglichkeit, die Aussagefähigkeit zweier unterschiedlicher, unabhängiger Bewegungsmodelle zu vergleichen. Dieser wichtige Vergleich kann einmal mit Hilfe der vorliegenden Z-Manöver durchgeführt werden. Als Demonstrationsbeispiel dienen hier das $10^{\circ}/10^{\circ}$ Z-Manöver, Abb. 20 bzw. 24, und das modifizierte $5^{\circ}/1^{\circ}$ Z-Manöver, Abb. 19 bzw. 25. Wie man anhand der angeführten Abbildungen erkennt, werden beide Manöver durch die zwei unterschiedlichen Bewegungsmodelle jeweils gut reproduziert. Das gleiche gilt im übrigen auch für die restlichen vorliegenden Z-Manöver. Darüber hinaus bietet sich das Spiralmanöver als adäquater Vergleich an. Die Abb. 26 zeigt das Ergebnis einer Simulationsrechnung unter Verwendung der in Tab. 4 ausgewiesenen hydrodynamischen Koeffizienten (direkte Identifikation). Vergleicht man dieses Ergebnis mit dem entsprechenden Ergebnis der indirekten Identifikation, Abb. 21, dann zeigt sich, daß im Ruderwinkelbereich $|\delta| \geq 5^{\circ}$ beide Simulationsergebnisse nahezu identisch sind. Sichtbare Unterschiede treten lediglich im Bereich des neutralen Ruderwinkels δ_0 auf. Hier weist die nach der indirekten Identifikation ermittelte Spiralkurve für das Schiffsmodell eine geringfügige

bereichsweise Gierinstabilität aus. Demgegenüber ergibt sich nach der direkten Identifikation, daß das Schiffsmodell auch in diesem Bereich gierstabil ist. Dieser Unterschied in der Steigung der Spiralkurve sollte indes nicht überbewertet werden, zumal der gierinstabile Bereich in Abb. 21 sehr schmal ist. Betrachtet man außerdem die mathematische Beziehung für die Steigung der Spiralkurve im Ursprung, Gl. (8), die aus den klassischen linearen Bewegungsgleichungen abgeleitet werden kann,

$$\left(\frac{\partial x}{\partial \delta}\right)_{r=0} = - \frac{Y'_v N'_\delta - N'_v Y'_\delta}{N'_v (m' - Y'_r) - Y'_v (m' x'_G - N'_r)} \frac{U_o}{L} \quad (8)$$

dann wird deutlich, daß selbst kleine Änderungen bzw. Abweichungen bei den in Gl. (8) enthaltenen linearen hydrodynamischen Koeffizienten zu einer merklichen Veränderung der Steigungscharakteristik führen können. Dies gilt um so mehr, wenn sich das Schiff, wie die von Morse und Price (1961) vorgelegten Großausführungsmessungen (vgl. auch Abschnitt 8) gleichfalls bestätigen, an der Grenze zwischen Gierstabilität und -instabilität bewegt. Darüber hinaus zeigt das vorliegende Beispiel auch, daß eine "genaue" Ermittlung der linearen Terme in den Bewegungsgleichungen von vorrangiger Bedeutung ist.

Wenngleich das Manövrierverhalten des MARINER-Modells durch die in Tab. 4 ausgewiesenen hydrodynamischen Koeffizienten sehr gut dargestellt werden kann, stellt sich dennoch die Frage, ob nicht eine geringere Anzahl von Koeffizienten bereits ausreichend ist bzw. welche der Koeffizienten bei der Simulation von realistischen Schiffsmanövern überhaupt eine signifikante Rolle spielen. Diese Fragen sind schon deshalb von großer Wichtigkeit, weil die direkte Bestimmung der Koeffizienten im allgemeinen mit einem hohen Versuchsaufwand verbunden ist, und eine Rationalisierung demzufolge wünschenswert erscheint. Zur Klärung dieser Fragestellung wurde eine ergänzende Untersuchung über die Sensitivität (Empfindlichkeit) des Bewegungsablaufs gegenüber Änderungen bei einzelnen Koeffizienten der Bewegungsgleichungen durchgeführt. Die Sensitivität wird zweckmäßigerweise so ermittelt, daß man einen Koeffizienten um einen gewissen prozentualen Betrag ändert und anschließend ein bestimmtes, vorgegebenes Manöver rechnerisch simuliert. Durch den Vergleich mit dem zeitlichen Verlauf des Basismanövers, das mit dem vollständigen, unmodifizierten Koeffizientensatz simuliert wurde und exakt den gleichen Verlauf der Führungsgröße $\delta(t)$ besitzt, kann die Sensitivität des Bewegungs-

ablaufs angegeben werden. Die Bewertung erfolgt über einen Sensitivitätsfaktor S_p^x , der das Verhältnis der relativen Änderung einer gewählten Ausgangsgröße x (Systemantwort) zur relativen Änderung eines Koeffizienten p darstellt:

$$S_p^x = \frac{x_2 - x_1}{\underline{x}} / \frac{p_2 - p_1}{p_1} \quad (9)$$

Der Index 1 in Gl. (9) bezeichnet die Basiswerte unter Verwendung des Originalsatzes der hydrodynamischen Koeffizienten (Tab. 4), während der Index 2 die aufgrund der jeweiligen Koeffizientenmodifikation geänderten Werte markiert. Als Ausgangsgrößen (Antworten) des dynamischen Systems "Schiff" wurden die Bewegungskomponenten (Zustandsvariablen) u , v und r sowie der zugehörige Bahnverlauf, ausgedrückt durch die Bahnabweichung e , und der Kurswinkel ψ betrachtet. Die Bezugsgröße \underline{x} dient der Normierung der erzielten Änderung der Systemantwort x und muß für das jeweilige Manöver zweckmäßig gewählt werden.

Innerhalb der Zusatzuntersuchung wurden zur Ermittlung der Sensitivitätsfaktoren S_p^x für alle insgesamt 88 hydrodynamischen Koeffizienten der Tab. 4 drei verschiedene Manöver herangezogen. Dies waren einerseits zwei der gefahrenen Z-Manöver ($30^0/10^0$ und $5^0/1^0$ Z-Manöver) sowie andererseits ein Drehkreismanöver mit einem Ruderwinkel von $\delta = -30^0$. Die Modifikation der Koeffizienten bestand in einer betragsmäßigen Reduzierung um 20%. Weitere Koeffizientenmodifikationen wurden nicht untersucht, da eine vorangegangene, ähnliche Studie ergeben hatte, daß der Grad der Modifikation keinen entscheidenden Einfluß auf die Sensitivitätsfaktoren hat, vgl. Oltmann (1978b). Eine vollständige Dokumentation der Sensitivitätsuntersuchung ist in Vorbereitung. An dieser Stelle sollen lediglich zwei beispielhafte Ergebnisse vorgestellt werden, s. Tab. 8 und 9. Dabei handelt es sich um Ergebnisse für das $30^0/10^0$ Z-Manöver (Tab. 8) und für das Drehkreismanöver (Tab. 9). Die betrachtete Ausgangsgröße x ist jeweils der Kurswinkel ψ . Als Bezugsgröße \underline{x} diene der Maximalwert $|\psi|_{\max}$ des jeweiligen Basismanövers.

Wie man anhand der Tab. 8 und 9 erkennt, ist die Rangfolge der Koeffizienten für beide Manöver sehr unterschiedlich. Das bedeutet beispielsweise, daß bei einer Aussage über die Signifikanz einzelner Koeffizienten unter Umständen Unterscheidungen nach Manövertyp eingeführt werden müssen. Unstreitig

Tabelle 8

Ergebnisse einer Sensitivitätsuntersuchung
am Beispiel eines $30^{\circ}/10^{\circ}$ Z-Manövers
Betrachtete Komponente: Kurswinkel ψ

Reihen- folge	Koeffi- zient	Sensitiv. faktor	Reihen- folge	Koeffi- zient	Sensitiv. faktor	Reihen- folge	Koeffi- zient	Sensitiv. faktor
1	N D	1.0698	31	N R I D I	-0.0495	60	Y DDU	-0.0121
2	N R	-0.7828	32	Y DDD	-0.0417	61	N RU	-0.0106
3	N DD	-0.6341	33	Y D**4	0.0405	62	Y I R I D	0.0101
4	N DDD	-0.5801	34	X VR	-0.0396	63	N VP	-0.0099
5	N V	0.4611	35	Y VRR	0.0320	64	X D	-0.0097
6	X U	0.4357	36	X RD	0.0317	65	X V	-0.0081
7	N DU	0.4126	37	X VV	-0.0317	66	X R	-0.0074
8	N D I D I	0.3705	38	Y O U	-0.0308	67	Y DDDU	-0.0067
9	N D**4	0.3009	39	X D**4	0.0306	68	Y VVU	-0.0063
10	N I V I R	0.2849	40	N VVVU	0.0301	69	Y I V I D	0.0062
11	Y V	-0.2344	41	N RRU	-0.0274	70	Y D**5	0.0057
12	X DD	-0.1835	42	N V I V I	0.0273	71	X I V I R	0.0055
13	N DDU	-0.1742	43	Y I V I R	-0.0268	72	Y VU	-0.0050
14	N RP	-0.1558	44	Y V I R I	-0.0263	73	Y V D	-0.0046
15	Y R	-0.1534	45	Y D I D I	0.0255	74	X RRU	0.0043
16	N O U	-0.1506	46	Y V V V	0.0250	75	Y V P V V	-0.0039
17	N DDDU	-0.1445	47	N DUU	-0.0237	76	X V V V U	0.0039
18	N O	0.1162	48	X RR	-0.0221	77	N R P R R	0.0036
19	N D**5	0.0919	49	Y O	0.0216	78	Y V D D	0.0036
20	N R D D	-0.0903	50	Y R I R I	-0.0202	79	Y R P	-0.0035
21	Y D D	-0.0901	51	X U U U	0.0184	80	X R U	-0.0031
22	Y D	0.0853	52	X V U	-0.0183	81	Y R R R	0.0028
23	N V D	-0.0755	53	X D U U	-0.0168	82	Y V V V R	0.0025
24	N V R R	0.0739	54	Y D U	0.0164	83	Y R R R U	-0.0024
25	N R R R	0.0641	55	X V D	0.0158	84	Y R P R R	0.0021
26	N I R I D	-0.0624	56	N V I D I	-0.0153	85	X V I D I	-0.0013
27	Y V P	-0.0573	57	Y R I D I	0.0144	86	X U P	-0.0012
28	N R I R I	0.0565	58	X D D D U	0.0135	87	X R R R	0.0009
29	X D D U	-0.0536	59	Y R U	0.0125	88	N V P V V	-0.0009
30	N I V I D	-0.0504						

Tabelle 9

Ergebnisse einer Sensitivitätsuntersuchung
am Beispiel eines Drehkreismanövers ($\delta = -30^\circ$)
Betrachtete Komponente: Kurswinkel ψ

Reihen- folge	Koeffi- zient	Sensitiv. faktor	Reihen- folge	Koeffi- zient	Sensitiv. faktor	Reihen- folge	Koeffi- zient	Sensitiv. faktor
1	N R	-0.5526	31	X R	0.0201	60	Y RU	0.0067
2	N D	0.4866	32	X VV	-0.0189	61	X V	0.0063
3	N V	0.3405	33	N VVVU	-0.0184	62	X D	-0.0058
4	N DDD	-0.3295	34	X RD	0.0183	63	N O	0.0058
5	N IVIR	-0.2560	35	N VID I	-0.0175	64	N RP	-0.0055
6	N DIDI	0.1930	36	N DDU	-0.0173	65	Y D**4	-0.0048
7	N DU	0.1802	37	Y IVIR	0.0167	66	X VVVU	-0.0035
8	X U	0.1664	38	X DUU	-0.0164	67	N RRU	-0.0035
9	Y V	0.0942	39	Y VIRI	0.0160	68	Y VDD	-0.0028
10	N RDD	0.0858	40	X VU	0.0155	69	Y OU	0.0027
11	X DD	-0.0807	41	X VD	0.0150	70	X RRU	0.0024
12	N DDDU	-0.0688	42	N VD	-0.0148	71	X VIDI	0.0024
13	Y R	0.0642	43	X D**4	0.0145	72	Y VD	0.0021
14	Y D	-0.0638	44	Y VVV	0.0145	73	Y VU	-0.0020
15	N IRID	0.0597	45	Y RIRI	0.0114	74	Y DDU	0.0019
16	N D**5	0.0548	46	N OU	-0.0113	75	X RRR	-0.0018
17	N IVID	0.0537	47	X RR	-0.0112	76	Y RRR	0.0017
18	Y DDD	0.0495	48	Y DDDU	0.0111	77	Y RRRU	-0.0011
19	N RIDI	-0.0491	49	X DDDU	0.0106	78	Y VVU	0.0010
20	N VRR	-0.0485	50	N DUU	-0.0103	79	Y O	-0.0010
21	N DD	-0.0447	51	Y RIDI	-0.0094	80	X UP	0.0005
22	N RIRI	-0.0429	52	X UUU	0.0092	81	Y VVVR	-0.0004
23	N RRR	-0.0361	53	Y DD	0.0091	82	N VP	-0.0003
24	X DDU	-0.0268	54	N RU	0.0085	83	Y VP	-0.0002
25	Y DIDI	-0.0260	55	Y D**5	-0.0079	84	N RPRR	0.0001
26	Y DU	-0.0243	56	Y IRID	-0.0078	85	Y RP	0.0001
27	X VR	-0.0236	57	Y IVID	-0.0075	86	N VPVV	-0.0000
28	N D**4	0.0229	58	X RU	0.0073	87	Y RPRR	0.0
29	N VIVI	-0.0228	59	X IVIR	-0.0069	88	Y VPVV	0.0
30	Y VRR	0.0209						

ist dagegen die eindeutige Dominanz der linearen Terme $X_u, Y_v, Y_p, Y_\delta, N_v, N_p$ und N_δ . Interessant ist weiterhin, daß bei dem $30^\circ/10^\circ$ Z-Manöver (Tab. 8) mit N_o , $N_{\delta\delta}$ und auch $N_{\delta\delta\delta\delta}$ Koeffizienten als signifikant ausgewiesen werden, die als Korrektiv für die propellerbedingte Unsymmetrie beim konventionellen Einschrauber aufzufassen sind und infolgedessen häufig als weniger wichtig bzw. unwichtig eingestuft werden. Nicht zuletzt dieses Ergebnis der Sensitivitätsstudie gab den Ausschlag für eine Übernahme der Koeffizienten Y_o und N_o aus der indirekten Identifikation (Abschnitt 5) über eine entsprechende Umrechnung der Koeffizienten B_1 und C_1 (Tab. 5), da eine direkte Ermittlung über Kraftmessungen wegen der zugehörigen geringen Kraftanteile etwas problematisch ist.

7. Vergleich mit anderen Versuchseinrichtungen

7.1 Schiffsgeschwindigkeit $v = 15$ kn

In der Einleitung wurde bereits darauf hingewiesen, daß die erste Phase des vom Manövrierkomitee der ITTC im Jahre 1962 initiierten Standardtestprogramms offiziell abgeschlossen ist. Die zusammenfassende Darstellung der zahlreichen Ergebnisse wurde von Gertler (1969) vorgenommen. Wenn an dieser Stelle dennoch ein kurzer Vergleich mit den entsprechenden Ergebnissen einiger anderer Institutionen vorgenommen wird, dann in erster Linie, um die eigenen Versuchsergebnisse einer kritischen Betrachtung zu unterziehen. Der Vergleich wurde für die Schiffsgeschwindigkeit von $v = 15$ kn bewußt auf die veröffentlichten Ergebnisse von Strøm-Tejsen und Chislett (1966), von Smitt und Chislett (1974) sowie von Goodman *et al.* (1976) beschränkt. Dies geschah zum einen aus Gründen der Übersichtlichkeit, zum anderen ist die Größe der jeweils verwendeten Schiffsmodelle fast identisch. Ferner kommt hinzu, daß die Ergebnisse in den genannten Veröffentlichungen mit Hilfe von PMM-Geräten ermittelt wurden und daß, abgesehen von den unterschiedlichen Bewegungsamplituden, auch die angewendete Versuchstechnik in etwa vergleichbar ist, vgl. auch Abschnitt 4.1.

Bevor die in den Abb. 27 bis 30 gezeigten Ergebnisse im einzelnen diskutiert werden, ist noch eine kurze Erklärung zu der gewählten Darstellung erforderlich. In Anlehnung an die Darstellung in den Abschnitten 4.2 und 4.3 wurden die vorliegenden Ergebnisse des SFB 98 (Teilprojekt A2) durch glatte Kurven wiedergegeben. Die Vergleichsergebnisse der genannten Autoren sind aus Zweckmäßigkeitsgründen als diskrete Einzelpunkte aufgetragen. Dies gilt auch dann, wenn die jeweiligen Versuchsergebnisse in Form von dimensionslosen Koeffizienten oder Ausgleichspolynomen dargestellt wurden. Um den angestrebten Vergleich auf ein Mindestmaß zu beschränken, wurden außerdem nur reine Abhängigkeiten von Δu , v , x und δ berücksichtigt. Die Wechselwirkungen zwischen diesen Variablen, in den Bewegungsgleichungen durch gemischte Terme ausgedrückt, wurden hier ausgeklammert.

Die Abb. 27 zeigt nun den Vergleich für die Kraftwirkungen in Abhängigkeit von der Geschwindigkeitsänderung Δu . In diesem Falle ist insbesondere die Funktion $X(\Delta u)$ von Interesse, da durch sie indirekt die Wechselwirkung zwischen Antriebsanlage und Propeller beschrieben wird. Man erkennt, daß das vorliegende Ergebnis entsprechend Tab. 6 praktisch identisch ist mit der von

Smitt und Chislett (1974) ermittelten Funktion $X(\Delta u)$. Dies ist allerdings auch dadurch begründet, daß in beiden Fällen die gleiche Versuchsstrategie, Propellerdrehzahl $n = \text{const.}$, gewählt wurde. Deutliche Unterschiede treten dagegen bei der Seitenkraft Y und bei dem Giermoment N auf. Diese Unterschiede sind trotz der geringen Größenordnung der ausgewiesenen Kräfte und Momente nicht ganz unwichtig, weil beispielsweise durch die beiden Koeffizienten Y_0 und N_0 die Lage des neutralen Ruderwinkels δ_0 wesentlich beeinflußt wird. Legt man die von Smitt und Chislett (1974) ermittelten Werte für Y_0 und N_0 zugrunde, dann ergibt sich ein neutraler Ruderwinkel von $\delta_0 \approx -1.0^\circ$. Dieses Ergebnis stimmt überein mit den Beobachtungen an der Großausführung, Morse und Price (1961), steht allerdings im Widerspruch zu früheren Ergebnissen von Chislett und Strøm-Tejsen (1965) bzw. von Strøm-Tejsen und Chislett (1966) mit dem gleichen Schiffsmodell. Nach den hier beschriebenen Messungen (Abschnitt 4.3) ergibt sich $\delta_0 \approx +0.5^\circ$. Dies ist wiederum in Übereinstimmung mit den Beobachtungen im Modellversuch, bei dem das frei fahrende Schiffsmodell bei Ruderlage Null ($\delta = 0^\circ$) stets eine Steuerborddrehung ($r > 0$) ausführte.

Einen großen Einfluß auf das dynamische Verhalten eines Schiffes haben die vom Ruder induzierten hydrodynamischen Kraftwirkungen. Auf die genaue Bestimmung der zugehörigen Koeffizienten sollte deshalb großer Wert gelegt werden. Den Vergleich für die Abhängigkeiten vom Ruderwinkel δ gibt Abb. 28 wieder. Man erkennt, daß die Übereinstimmung der eigenen Ergebnisse (Abschnitt 4.3) mit den Ergebnissen von Strøm-Tejsen und Chislett (1966) sowie von Smitt und Chislett (1974) in bezug auf den Kraftverlauf recht gut ist. Die Diskrepanzen beim konstanten Anteil der Längskraft X (Reibungskorrektur) sind unbedeutend. Interessant ist allerdings, daß die Steigungen der Funktionen $Y'(\delta)$ und $N'(\delta)$ im Ursprung bei Smitt und Chislett (1974) etwas größer sind und mit den eigenen Ergebnissen für den Selbstpropulsionspunkt Schiffsmodell übereinstimmen, vgl. Tab. 4. Einen deutlichen Unterschied weisen demgegenüber die Versuchsergebnisse von Goodman *et al.* (1976) aus. Dies zeigt sich einmal am Verlauf der Längskraft X , der sich erheblich von den anderen aufgezeigten Versuchsergebnissen unterscheidet. Noch wesentlicher sind jedoch die Unterschiede bei der Seitenkraft Y und dem Giermoment N . Diese ergeben sich aus der Tatsache, daß sowohl die Seitenkraft Y als auch das Giermoment N von Goodman *et al.* (1976) lediglich durch einen linearen Term dargestellt werden. Das bedeutet, daß die Nichtlinearitäten, die durch das Abreißen der Strömung bei größeren Ruderwinkeln entstehen, vernachlässigt werden.

Für die Geschwindigkeitskomponenten v und x wurde der Vergleich in den Abb. 29 und 30 dargestellt. Aus den Diagrammen ist ersichtlich, daß die Übereinstimmung zwischen den verschiedenen Institutionen im großen und ganzen zufriedenstellend ist. Eine Ausnahme bildet lediglich das Giermoment N in Abhängigkeit von der Seitengeschwindigkeit v (Abb. 29). Hier zeigen insbesondere die Ergebnisse von Smitt und Chislett (1974) eine ausgeprägte Unsymmetrie, die den Realitäten nicht gerecht wird, zumal die zugehörige Seitenkraft Y eine ähnliche Unsymmetrie nicht aufweist.

7.2 Schiffsgeschwindigkeit $v = 20$ kn

Obwohl bei der vorliegenden experimentellen Untersuchung das Hauptinteresse dem Manövrierverhalten bei $v = 15$ kn galt, wurden außerdem einige ergänzende Versuche für die Schiffsgeschwindigkeit $v = 20$ kn durchgeführt, über die teilweise auch bereits berichtet wurde, Oltmann und Wolff (1976). Diese Versuche geben die willkommene Gelegenheit, zusätzlich zu den von Smitt und Chislett (1974) für $v = 20$ kn veröffentlichten Daten einen Vergleich mit den von Gertler (1966) vorgelegten Versuchsergebnissen vorzunehmen. Dieses ist insofern von Bedeutung, als die Gertlerschen Daten teilweise unter Verwendung eines Rundlaufgerätes ermittelt wurden.

Die Ergebnisse des durchgeführten Vergleichs finden sich in den Abb. 31 bis 34. Zu den Ruderwinkel-Ergebnissen von Gertler (1966), Abb. 31, ist dabei festzustellen, daß die Streuung innerhalb der Meßreihe relativ groß ist. Außerdem ist nicht der gesamte relevante Ruderwinkelbereich untersucht worden. Es wurde vielmehr eine gewisse Symmetrie vorausgesetzt. Bezieht man diese Imponderabilien in eine Beurteilung mit ein, dann kann durchaus von einer befriedigenden Übereinstimmung gesprochen werden. Der Vergleich bezüglich der Abhängigkeiten von der Seitengeschwindigkeit v , Abb. 32, bedarf keines weiteren Kommentars, da in diesem Falle die verschiedenen Versuchsergebnisse sehr dicht zusammenliegen.

In einer früheren Arbeit, Oltmann und Wolff (1976), wurde gezeigt, daß die Wahl des Drehpunktes (Gewichtsschwerpunkt G bzw. Koordinatenursprung O) durchaus einen Einfluß auf die hydrodynamischen Kraftwirkungen in Abhängigkeit von der Drehgeschwindigkeit r hat. Um diesem Effekt Rechnung zu tragen und um den Vergleich mit den Versuchsergebnissen von Smitt und Chislett (1974) und Gertler (1966) auf der Grundlage adäquater Versuchsbedingungen durchführen zu können, wurden bei den zusätzlichen *Yaw*-Versuchen zwei unterschiedliche Drehpunkte, O und G , berücksichtigt. Das Ergebnis dieser Versuche ist in den Abb. 33 und 34 wiedergegeben. Man erkennt dabei aus Abb. 33, daß eine recht gute Übereinstimmung mit den Versuchsergebnissen von Smitt und Chislett (1974) besteht. Lediglich bei der Seitenkraft Y sind bei größeren Seitengeschwindigkeiten bzw. Driftwinkeln kleinere Abweichungen festzustellen. Anders sieht es demgegenüber mit den Versuchsergebnissen von Gertler (1966) aus, Abb. 34, die mit einem Rundlaufgerät ermittelt wurden. Hier besteht erstaunlicherweise bei dem Giermoment N eine fast völlige Übereinstim-

mung, während sich bei der Seitenkraft Y doch erhebliche Abweichungen zeigen. Bei der Längskraft X ist darüber hinaus wiederum eine starke Streuung der Meßwerte zu beobachten. Ansonsten markieren die Gertlerschen Versuchsergebnisse nochmals deutlich die grundsätzliche Schwäche des Rundlaufgerätes, daß nämlich das überaus wichtige Verhalten in der Umgebung des Ursprungs ($x \rightarrow 0$) nicht erfaßt werden kann.

8. Vergleich mit Großausführungsmessungen

In der zweiten Stufe des vom Manövrierteam der ITTC angeregten Vergleichsprogramms mit dem MARINER-Standardschiff geht es im wesentlichen darum, die Möglichkeiten einer genauen Simulation von Manövern der Großausführung mit Hilfe von Analog- oder Digitalrechnern und von geeigneten mathematischen Bewegungsmodellen zu überprüfen. Zur Durchführung einer derartigen Studie macht das Komitee die Empfehlung, diese in zwei getrennte Schritte aufzuteilen. Im ersten Schritt sollten demnach möglichst Manöver oder Bahnkurven für das physikalische Modell des Schiffes rechnerisch simuliert werden, mit dem auch die Parameter des jeweiligen mathematischen Bewegungsmodells bestimmt wurden. Erst im zweiten Schritt sollten dann nach den Vorstellungen der ITTC die Simulationsrechnungen für die Großausführung vorgenommen werden. Die erste Teilaufgabe ist durch die in den Abschnitten 5 und 6 vorgelegten Ergebnisse abgedeckt. Die Simulationsergebnisse der zweiten Teilaufgabe werden im folgenden vorgestellt.

Für die Auswahl des MARINER-Schiffes USS "Compass Island" als Vergleichsschiff war ausschlaggebend, daß mit diesem Schiff sehr umfangreiche Manövrierversuche (Z-Manöver, Drehkreisfahrten, Spiralversuch) bei verschiedenen Schiffsgeschwindigkeiten durchgeführt wurden und daß die wichtigsten zugehörigen Versuchsdaten und -ergebnisse in einer umfangreichen Dokumentation, Morse und Price (1961), zusammengefaßt und veröffentlicht wurden. Bevor jedoch der Vergleich zwischen den Probefahrtsergebnissen und den durchgeführten entsprechenden Simulationsrechnungen vorgenommen wird, sind noch einige Anmerkungen zu den Versuchsbedingungen von Morse und Price (1961) notwendig. Als erstes ist dabei zu erwähnen, daß die "Compass Island", im Gegensatz zum untersuchten Schiffsmodell, mit einem Sonardom ausgerüstet war und daß die Schlingerkeile der Großausführung wesentlich kürzer als die des Schiffsmodells waren. Diese Modifikationen des Schiffsrumpfes sind insofern von Bedeutung, als sie die Ursache für eventuelle Unterschiede zwischen Großausführung und Modell in bezug auf die dynamische Gierstabilität sein können. Allerdings erklären sie nicht die starke Unsymmetrie im Gierverhalten bei größeren negativen bzw. positiven Ruderwinkeln, wie sie nach Messungen von Morse und Price (1961) ausgewiesen wird. Einen nicht unwesentlichen Einfluß auf das Manövrierverhalten eines Schiffes übt auch die Charakteristik der Antriebsanlage aus. Die "Compass Island" war mit einer Turbinenanlage ausgerüstet, die eine halbautomatische Brennstoffventilsteuerung besaß.

Dies bedeutet, daß man über einen weiten Drehzahlbereich mit guter Näherung von einer konstanten Wellenleistung P_S ausgehen kann. Im Gegensatz dazu werden die Schiffsmodelle im allgemeinen mit elektrischen Antrieben (Gleichstrommotoren) versehen. Das bedeutet wiederum, daß bei normalen Manövern die Propellerdrehzahl n nahezu konstant bleibt.

Einen echten Diskussionspunkt stellt das von Morse und Price (1961) angewandte Verfahren zur Ermittlung der Bahnkoordinaten $x_o(t)$ und $y_o(t)$ dar. Anstelle eines unabhängigen Ortungsverfahrens verwendeten sie einen sogenannten *Dead Reckoning Tracer* (DRT), dessen Eingangsgrößen die Längsgeschwindigkeit u (ermittelt über ein elektromagnetisches Log) und der Kurswinkel ψ (Kreiselkompaß) waren. Interpretiert man die Ausführungen von Morse und Price (1961) richtig, dann wurden die Bahnkoordinaten, wie auch bereits von Smitt und Chislett (1974) festgestellt, nach den folgenden Beziehungen ermittelt:

$$x_o(t) = \int_0^t u(\tau) \cos[\psi(\tau)] d\tau \quad (10)$$

und

$$y_o(t) = \int_0^t u(\tau) \sin[\psi(\tau)] d\tau \quad (11)$$

Bei der Ermittlung der wahren Bahnkurven ist dagegen auch die Seitengeschwindigkeit v zu berücksichtigen. Die Beziehungen lauten damit exakt:

$$x_o(t) = \int_0^t \left\{ u(\tau) \cos[\psi(\tau)] - v(\tau) \sin[\psi(\tau)] \right\} d\tau \quad (12)$$

und

$$y_o(t) = \int_0^t \left\{ u(\tau) \sin[\psi(\tau)] + v(\tau) \cos[\psi(\tau)] \right\} d\tau \quad (13)$$

Allerdings muß einschränkend festgestellt werden, daß selbst die korrigierten Bahnkoordinaten aufgrund der von Morse und Price (1961) angegebenen Ungenauigkeiten für u (0.3 kn) und ψ (3°) mit einer gewissen Skepsis betrachtet werden müssen.

Um den Vergleich zwischen den Großausführungsmessungen und den entsprechenden Simulationsrechnungen unter einigermaßen sinnvollen Voraussetzungen durchführen zu können, wurde der Bahnverlauf des Z-Manövers, für das die notwendigen zeitlichen Verläufe von u , v und ψ vorlagen, entsprechend den Gln. (12) und (13) korrigiert. Eine gleiche Korrektur war bei den Drehkreisfahrten nicht möglich. In diesem Zusammenhang muß außerdem auf einen Widerspruch bezüglich des Verlaufs der Drehgeschwindigkeit $r(t)$ und des Kurswinkels $\psi(t)$ beim Z-Manöver hingewiesen werden. Bei ebenen horizontalen Bewegungen gilt - unter Vernachlässigung des Rollwinkels ϕ und des Stampfwinkels θ - exakt die Bedingung $r = \dot{\psi}$. Diese Bedingung ist bei den Meßwerten jedoch nicht erfüllt. Die auftretenden Differenzen, die die Form einer Phasenverschiebung aufweisen, lassen sich dabei auch nicht durch eine eventuelle Berücksichtigung des Rollwinkels ϕ erklären. Um den genannten Widerspruch zu eliminieren, wurde deshalb der zeitliche Verlauf des Kurswinkels ψ durch die Integration der gemessenen Funktion $r(t)$ bestimmt. Diese Korrektur für $\psi(t)$ erscheint auch insofern sinnvoll, als in der von Morse und Price vorgenommenen Fehleranalyse ein unverhältnismäßig großer Fehler für ψ angegeben wird, während der entsprechende Wert für r , relativ gesehen, deutlich niedriger liegt.

Insgesamt standen für die rechnerische Simulation von Manövern der Großausführung drei verschiedene Koeffizientensätze zur Verfügung. Während zwei der Koeffizientensätze durch eine direkte Identifikation über Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell ermittelt wurden (Tab. 4 und 6), erfolgte die Ermittlung des dritten Koeffizientensatzes durch eine indirekte Identifikation über Versuche mit dem frei manövrierenden Schiffsmodell (Tab. 7). Die Simulationsrechnungen wurden mit allen drei Koeffizientensätzen durchgeführt. Dadurch ergibt sich zumindest theoretisch die Möglichkeit, eine Aussage zur Wahl der angemessenen Propellerdrehzahl bei Modellversuchen (Kraftmessungen) machen zu können.

Es werden zuerst die Simulationsergebnisse für den in Tabelle 6 ausgewiesenen Koeffizientensatz vorgestellt, der in Anlehnung an die übliche Versuchspraxis (Propellerdrehzahl n entsprechend dem Selbstpropulsionspunkt der Großausführung) ermittelt wurde. Die entsprechenden Ergebnisse für das Z-Manöver, den Spiralversuch sowie eine Reihe von Drehkreismanövern sind zusammen mit den zugehörigen Probefahrtsergebnissen von Morse und Price (1961) in den Abb. 35 bis 44 wiedergegeben. Zu den Simulationsrechnungen für das $20^0/20^0$ Z-Manöver (Abb. 35) ist dabei festzuhalten, daß auch hier genau wie

bei den in Abschnitt 6 beschriebenen Berechnungen für das Schiffsmodell der vorgegebene, gemessene Ruderwinkelverlauf $\delta(t)$ als Führungsgröße verwendet wurde, da nur so ein echter Vergleich zwischen Messung und Simulation gewährleistet ist. Welche Veränderungen im Ruderwinkelverlauf durch die Anwendung der Originalstrategie des Z-Manövers auftreten können, zeigt sehr deutlich Abb. 36, in der eine Gegenüberstellung der Meßwerte mit den Simulationsergebnissen für ein reguläres $20^0/20^0$ Z-Manöver vorgenommen wurde.

Betrachtet man nun die in den Abb. 35a und 35b aufgetragenen Ergebnisse für das Z-Manöver, dann sind im wesentlichen drei Dinge erwähnenswert. Dazu gehört einmal das deutliche Abdriften, das sich nach der Simulationsrechnung für den Kurswinkel ψ (Abb. 35a) und die Querversetzung y_0 (Abb. 35b) ergibt. Dies ist in erster Linie darauf zurückzuführen, daß die Koeffizienten bzw. Terme in den Bewegungsgleichungen, die die bei einem Einschrauber durch den rotierenden Propeller verursachten Unsymmetrien berücksichtigen, noch nicht richtig erfaßt sind. Weiterhin ist bei der Drehgeschwindigkeit r eine auffällige Diskrepanz in der Übereinstimmung bzw. Abweichung bei positiven und negativen Ruderwinkeln festzustellen. Der gleiche Effekt tritt auch bei dem durchgeführten Spiralversuch auf und wird deshalb an entsprechender Stelle diskutiert. Drittens sind die relativ großen Abweichungen bei der Längsgeschwindigkeit u zu erwähnen. Diese sind mit Sicherheit auf unterschiedliche Antriebscharakteristiken zurückzuführen. Von Strøm-Tejsen (1965) wurde beispielsweise in einer Simulationsstudie der Einfluß unterschiedlicher Antriebsanlagen auf das Manövrierverhalten eines Schiffes untersucht. Die von ihm vorgelegten Ergebnisse zeigen dabei sehr deutlich, daß insbesondere der Geschwindigkeitsabfall während eines Manövers im starken Maße von der jeweiligen Antriebscharakteristik beeinflusst wird. Der geringste Geschwindigkeitsabfall wurde danach für den Fall konstanter Propellerdrehzahl (E-Antrieb) ermittelt, während für die Varianten konstanter Leistung (Turbinananlage) und konstanten Drehmoments (Dieselmotor) der Geschwindigkeitsabfall doch erheblich größer ausfällt. Das Simulationsergebnis von Strøm-Tejsen (1965) ist somit in Übereinstimmung mit den vorliegenden Ergebnissen.

Ein wichtiger Punkt für die Beurteilung der vorliegenden Simulationsergebnisse ist das ausgeprägte asymmetrische Verhalten der Großausführung bei Drehbewegungen nach Backbord bzw. Steuerbord, das sich besonders gut anhand des Vergleichs für den Spiralversuch (Abb. 37a) erkennen läßt und das durch das mathematische Bewegungsmodell - in Verbindung mit dem Koeffizien-

tensatz aus Tabelle 6 - nicht wiedergegeben wird. Es ist lediglich bei negativen Ruderwinkeln eine befriedigende Übereinstimmung festzustellen, während bei positiven Ruderwinkeln erhebliche Differenzen zu verzeichnen sind. Ein Großteil dieser Differenzen ist mit Sicherheit auf den etwas ungewöhnlichen Unterschied im neutralen Ruderwinkel δ_0 zurückzuführen. Dies läßt sich sehr deutlich aus Abb. 37b ablesen, wo den Meßwerten die Simulationsergebnisse mit einem modifizierten Koeffizientensatz gegenübergestellt wurden. Die Modifikation bestand darin, daß anstelle der in Tab. 6 aufgeführten Werte für die Koeffizienten Y_0 und N_0 die von Smitt und Chislett (1974) vorgelegten Werte verwendet wurden. Man erkennt anhand von Abb. 37b, daß durch diese, zunächst willkürlich erscheinende, Maßnahme insofern eine bessere Anpassung erreicht wird, als die Abweichungen gleichmäßiger auf den gesamten Ruderwinkelbereich von $-20^\circ \leq \delta \leq +20^\circ$ verteilt werden. Eine vollständige Anpassung an die Meßergebnisse läßt sich nur über eine Modifizierung weiterer Koeffizienten in den Bewegungsgleichungen erreichen. Wobei allerdings einschränkend festgestellt werden muß, daß derartige Koeffizientenmodifikationen, die unter dem Oberbegriff Maßstabseffekte einzuordnen wären, sorgfältiger Zusatzuntersuchungen bedürfen.

Wie sich die beschriebenen Modifikationen von Y_0 und N_0 auf das Z-Manöver auswirken, zeigen die Abb. 38a und 38b. Die Abdrift beim Kurswinkel ψ und bei der Quersetzung y_0 wurde deutlich reduziert. Ansonsten gilt auch hier die Feststellung, daß eine befriedigende Übereinstimmung nur über die gezielte Korrektur einzelner Koeffizienten erreicht werden kann. Die in den Abb. 39 bis 44 dargestellten Ergebnisse für verschiedene Drehkreismanöver bedürfen keines zusätzlichen Kommentars. Sie geben nochmals sehr deutlich die bereits in Abb. 37a ausgewiesenen Unterschiede zwischen Messung und Simulation für positive und negative Ruderwinkel wieder.

Die Ergebnisse der Simulationsrechnungen mit dem in Tabelle 4 ausgewiesenen Koeffizientensatz (Propellerdrehzahl n entsprechend dem Selbstpropulsionspunkt des Schiffsmodells) wurden in den Abb. 45 bis 48 zusammengefaßt. Man erkennt aus diesen Abbildungen, daß keine prinzipiellen Änderungen gegenüber den entsprechenden Ergebnissen für den Koeffizientensatz nach Tab. 6 festzustellen sind. Eine ausführlichere Diskussion der Simulationsrechnungen erübrigt sich infolgedessen, zumal auch die gleichfalls vorgenommene Modifikation der Koeffizienten Y_0 und N_0 zu ähnlichen Ergebnissen führt, vgl. Abb. 46b.

Um die gegebenen Möglichkeiten voll auszuschöpfen, wurden auch mit dem Koeffizientensatz aus Tab. 7, der über eine indirekte Identifikation ermittelt wurde, Manöverberechnungen für die Großausführung vorgenommen und zusammenfassend in den Abb. 49 bis 52 den Messungen von Morse und Price (1961) gegenübergestellt. Man erkennt anhand der aufgetragenen Manöververläufe, daß auch in diesem Falle keine grundsätzlichen Änderungen gegenüber den Simulationsergebnissen mit den beiden Koeffizientensätzen auftreten, die durch die direkte Identifikation über Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell ermittelt wurden. Eine gewisse positive Ausnahme bildet lediglich das simulierte Verhalten der Längsgeschwindigkeit u im Z-Manöver (Abb. 49a), das, verglichen mit den anderen Simulationsergebnissen (Abb. 35a und Abb. 45a), den Großausführungsmessungen am nächsten kommt.

9. Schlußfolgerungen

Unter Ausnutzung der speziellen Möglichkeiten des CPMC konnten im Rahmen der vorliegenden umfangreichen Untersuchung mit dem Modell des MARINER-Standardschiffes einige für den Sektor Manövrierhydrodynamik akute Fragen beantwortet werden. So konnte - zumindest auf der Modellebene - durch den Vergleich mit realen Manövern des Schiffsmodells demonstriert werden, daß die durch eine direkte Identifikation über Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell ermittelten hydrodynamischen Koeffizienten eines quasistationären, nichtlinearen Bewegungsmodells das dynamische Verhalten des Schiffsmodells sehr gut wiedergeben. Darüber hinaus machen die erzielten Ergebnisse nochmals deutlich, daß der quasistationäre mathematische Ansatz für die hydrodynamischen Kraftwirkungen den Realitäten selbst bei extremen Manövierbewegungen gerecht wird und daß infolgedessen eine zusätzliche Berücksichtigung von Einflüssen der Bewegungsvorgeschichte nicht zwingend notwendig ist. Als besonderer Punkt ist weiterhin festzuhalten, daß das über eine indirekte Identifikation durch die Auswertung von Bahnkurven des frei manövrierenden Schiffsmodells ermittelte mathematische Bewegungsmodell dem über die aufwendige direkte Identifikation ermittelten Modell praktisch gleichwertig ist. Dies ist insofern von Bedeutung, als mit der indirekten Identifikation ein Hilfsmittel zur Verfügung steht, dessen Aufwand, verglichen mit den Kraftmessungen, gering ist.

Ein besonderes Problem bei der Durchführung von Modellversuchen zum Manövierverhalten bilden die immer noch bestehenden Unsicherheiten bezüglich der Übertragbarkeit der Versuchsergebnisse auf die zugehörige Großausführung. Diese Unsicherheiten beruhen zu einem Großteil auf der Tatsache, daß zu wenig fundiertes, veröffentlichtes Datenmaterial von Großausführungsmessungen vorliegt. Um zumindest einen gewissen Beitrag zu dem angedeuteten Problem zu liefern, wurde ein Teil der Modellversuche mit dem gefesselten Schiffsmodell (Kraftmessungen) mit zwei verschiedenen Propellerdrehzahlen, entsprechend dem Selbstpropulsionspunkt des Schiffsmodells bzw. der Großausführung, durchgeführt. Die anschließend vorgenommenen Simulationsrechnungen ergaben leider in beiden Fällen keine zufriedenstellende Übereinstimmung mit den vorgegebenen Meßwerten für die Großausführung. Dieses Ergebnis bestätigt die bereits im Abschnitt 4.1 gemachte Aussage, daß die eingeführte Regel, Wahl der Propellerdrehzahl entsprechend dem Selbstpropulsionspunkt der Großausführung, nicht als endgültig anzusehen ist. Welche Drehzahl im speziellen

Fall des MARINER-Modells erforderlich ist, soll in einer gesonderten Zusatzuntersuchung geprüft werden. Dabei ist auch die Frage zu behandeln, wodurch die eklatanten Unterschiede in bezug auf den neutralen Ruderwinkel δ_0 bei Modell und Großausführung zu erklären sind. Dies ist besonders wichtig, da eine befriedigende realistische Simulation des Spiralversuchs und von Drehkreismanövern nur bei gesicherter Kenntnis dieses Wertes möglich ist.

10. Symbolverzeichnis

A_E	Gestreckte Flügelfläche des Propellers
A_j	Koeffizienten der modifizierten Bewegungsgleichungen, Dgl.system (5)
A_o	Propellerkreisfläche
B	Breite des Schiffs(modells)
B_j	Koeffizienten der modifizierten Bewegungsgleichungen, Dgl.system (5)
C_j	Koeffizienten der modifizierten Bewegungsgleichungen, Dgl.system (5)
c	Strömungsgeschwindigkeit im Ruderbereich
D	Propellerdurchmesser
e	Bahnabweichung in der Sensitivitätsanalyse
F	Hydrodynamische Kraftwirkung, allgemein
F_n	Froude-Zahl $= V/\sqrt{gL}$
G	Gewichtsschwerpunkt
g	Erdbeschleunigung
I_{zz}	Massenträgheitsmoment des Schiffes, bezogen auf die z -Achse
k_{zz}	Trägheitsradius des Massenträgheitsmomentes I_{zz}
L	Länge des Schiffs(modells) zwischen den Loten
m	Masse des Schiffs(modells)
N	Hydrodynamisches Moment um die z -Achse
n	Propellerdrehzahl
O	Ursprung des schiffsfesten Koordinatensystems x, y, z
P	Propellersteigung
P_S	Wellenleistung
p	Beliebiger Koeffizient in der Sensitivitätsanalyse
R	Stationärer Drehkreisradius
R_n	Reynolds-Zahl $= VL/\nu$
r	Drehgeschwindigkeit um die z -Achse $= \dot{\psi}$
S_p^x	Sensitivitätsfaktor (x gegen p)
T	Schwingungsperiode
T	Tiefgang des Schiffs(modells)
t	Zeit
U	Resultierende Geschwindigkeit von O in der horizontalen Ebene
U_o	Ausgangswert von U in der Anfangsphase eines Manövers

u, v	Komponenten der Geschwindigkeit U in Richtung der Körperachsen x und y
V	Schiffsgeschwindigkeit
w_j	Gewichtsfaktoren, Gl. (7)
X, Y	Komponenten der hydrodynamischen Kraft in Richtung der Körperachsen x und y
x	Beliebige Ausgangsgröße in der Sensitivitätsanalyse
x, y, z	Schiffsfestes Koordinatensystem
x_G, y_G, z_G	Koordinaten des Gewichtsschwerpunktes G
x_0, y_0, z_0	Koordinaten von O in einem raumfesten System
β	Driftwinkel = $\arctan(-v/u)$
Δu	Geschwindigkeitsdifferenz = $u - U_0$
δ	Ruderlagenwinkel
δ_0	Neutraler Ruderwinkel ($r = 0$)
$\bar{\delta}$	Maximaler Ruderwinkel beim Z-Manöver
ε	Zielfunktion, allgemein
θ	Stampfwinkel
λ	Modellmaßstab
ν	Kinetische Zähigkeit des Wassers
ρ	Dichte des Wassers
τ	Integrationsvariable
ϕ	Rollwinkel
ψ	Kurswinkel
ψ_s	Kursabfall (Umschaltzeitpunkt beim Z-Manöver)
ω	Kreisfrequenz

Indizes:

c Berechnete Werte

m Meßwerte

Die Zeichen X, Y, N mit unteren Indizes $u, v, r, \delta, \dot{u}, \dot{v}, \dot{r}$ (auch mehrfach) bedeuten die konstanten Koeffizienten der entsprechenden Glieder in den Kraft- und Momentansätzen, z.B. $X_u \dot{u}$, $Y_v v$, $X_u \Delta u$, $N_{\delta\delta} \delta^2$, $Y_{vr} vr$ usw. (Der Index u steht abgekürzt für Δu).

Sonderzeichen:

Dach (^) bedeutet Amplitudenwerte bei periodischen Vorgängen, z.B. \hat{v} .

Punkt (·) bedeutet zeitliche Ableitung, z.B. $\dot{u} = du/dt$.

Strich (') bedeutet eine beliebige, durch Bezug auf die Grundgrößen L, u, ρ dimensionslos gemachte Größe, z.B. $v' = v/u$, $X' = X/\rho L^2 u^2$ usw.

11. Schrifttum

1. Abkowitz, M.A.: Lectures on Ship Hydrodynamics - Steering and Manoeuvrability.
Hydro- og Aerodynamisk Laboratorium, Lyngby, Report No. Hy-5 (1964).
2. Abramowitz, M.; Stegun, I.A.: Handbook of Mathematical Functions.
Dover Publications, New York (1965).
3. Anon.: Stepwise Multiple Regression.
IBM, Scientific Subroutine Package (1968) 413-418.
4. Chislett, M.S.; Strøm-Tejsen, J.: Planar Motion Mechanism Tests and Full-Scale Steering and Manoeuvring Predictions for a MARINER Class Vessel.
Hydro- og Aerodynamisk Laboratorium, Lyngby, Report No. Hy-6 (1965).
5. Fujii, H.: On Analysis of Model-Ship Correlation in Manoeuvrability.
Working Paper, ITTC Manoeuvrability Committee (1977).
6. Gertler, M.: Cooperative Rotating-Arm and Straightline Experiments with ITTC Standard Model (MARINER Type Ship).
David Taylor Model Basin, Washington D.C., Report No. 2221 (1966).
7. Gertler, M.: Final Analysis of First Phase of ITTC Standard Captive-Model-Test Programme.
Proceedings 12th ITTC, Rome (1969) 609-625.
8. Gertler, M.: Cooperative Test Program - Review and Status of Second Phase of Captive-Model Test Program.
Proceedings 13th ITTC, Berlin/Hamburg (1972) II, 1080-1092.
9. Goodman, A.; Gertler, M.; Kohl, R.: Experimental Techniques and Methods of Analysis Used at Hydronautics for Surface - Ship Maneuvering Predictions.
Proceedings 11th Symp. on Naval Hydrodynamics, London (1976) 55-113.
10. Grim, O.; Oltmann, P.; Sharma, S.D.; Wolff, K.: CPMC - A Novel Facility for Planar Motion Testing of Ship Models.
Proceedings 11th Symp. on Naval Hydrodynamics, London (1976) 115-131
und Institut für Schiffbau, Hamburg, Bericht Nr. 345 (1976).
11. Inlay, F.H.: The Complete Expressions for "Added Mass" of a Rigid Body Moving in an Ideal Fluid.
David Taylor Model Basin, Washington D.C., Report No. 1528 (1961).
12. Mandel, P.: Ship Maneuvering and Control.
Principles of Naval Architecture, SNAME, New York (1967) 463-606.
13. Morse, R.V.; Price, D.: Maneuvering Characteristics of the Mariner Type Ship (USS Compass Island) in Calm Seas.
Sperry Gyroscope Co., Syasset N.Y., Publ. No. GJ-2232-1019 (1961).

14. Newman, J.N.: Some Hydrodynamic Aspects of Ship Maneuverability. Proceedings 6th Symp. on Naval Hydrodynamics, Washington D.C. (1966) 203-237.
15. Nomoto, K.; Fujii, H.: Ship Manoeuvring Trial Code - Proposed Standard Prepared by the Rules and Regulations Committee-2 (RR-2) of the Shipbuilding Research Association of Japan. Working Paper, ITTC Manoeuvrability Committee (1974).
16. Norrbin, N.H.: Theory and Observations on the Use of a Mathematical Model for Ship Manoeuvring in Deep and Confined Waters. Statens Skeppsprovninganstalt, Göteborg, Publ. No. 68 (1971).
17. Oltmann, P.: Zur Manövrierfähigkeit von Schiffen. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt, Hamburg, Bericht Nr. 1481 (1972).
18. Oltmann, P.: Bestimmung der Manövriereigenschaften aus den Bahnkurven freimanövrierender Schiffsmo-
delle. Institut für Schiffbau, Hamburg, Bericht Nr. 364 (1978a).
19. Oltmann, P.: Parameterstudie zu den Bewegungsgleichungen für horizon-
tale Schiffsbewegungen. Institut für Schiffbau, Hamburg, Schrift Nr. 2307 (1978b).
20. Oltmann, P.; Wolff, K.: Computerized Planar Motion Carriage - Anlagen-
beschreibung und erste Betriebserfahrungen. Jahrbuch STG 70 (1976) 413-441.
21. Oltmann, P.; Wolff, K.: Vergleichende Manövrieruntersuchungen mit
Schiffsmo-
dellen im gefesselten und freifahrenden Zustand. Institut für Schiffbau, Hamburg, Schrift Nr. 2284 (1977).
22. Smitt, L.W.; Chislett, M.S.: Large Amplitude PMM Tests and Manoeuvr-
ing Predictions for a MARINER Class Vessel. Proceedings 10th Symp. on Naval Hydrodynamics, Boston (1974) 131-151.
23. Strandhagen, A.G.: Analytical Determination of a Loop with a Direc-
tionally Unstable Ship. David Taylor Model Basin, Washington D.C., Report No. 1274 (1958).
24. Strøm-Tejsen, J.: A Digital Computer Technique for Prediction of
Standard Maneuvers of Surface Ships. David Taylor Model Basin, Washington D.C., Report No. 2130 (1965).
25. Strøm-Tejsen, J.; Chislett, M.S.: A Model Testing Technique and
Method of Analysis for the Prediction of Steering and Manoeuvring
Qualities of Surface Vessels. Proceedings 6th Symp. on Naval Hydrodynamics, Washington D.C.
(1966) 317-381.
26. Suarez, A.: Cooperative Test Program - Second Analysis of Results of
Free Model Manoeuvring Tests. Proceedings 13th ITTC, Berlin/Hamburg (1972) II, 1074-1079.
27. Thulin, S.A.R.: Diskussionsbeitrag zu Smitt und Chislett (1974).
Proceedings 10th Symp. on Naval Hydrodynamics, Boston (1974) 153-156.

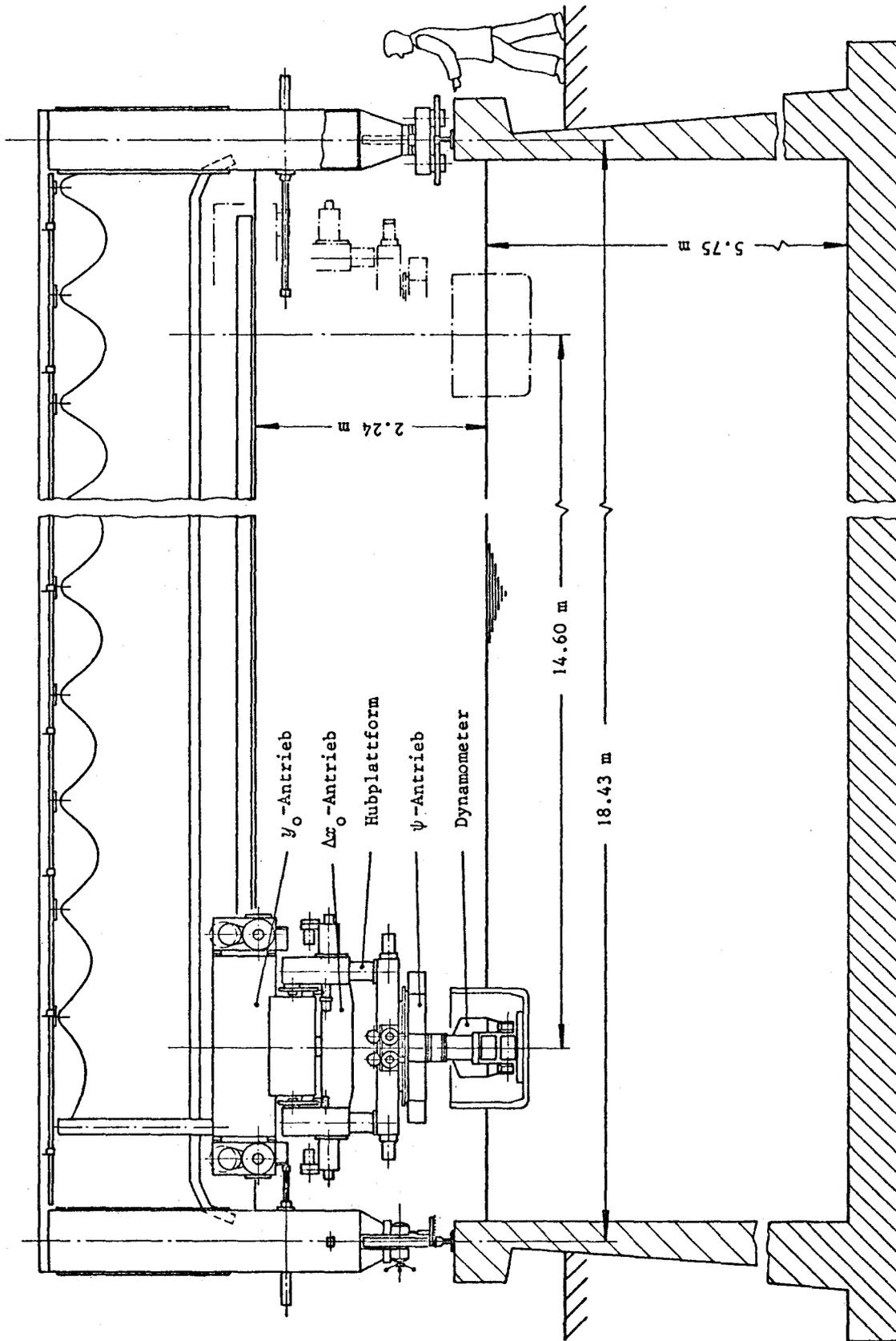


Abb. 1 Schematische Darstellung des CPMC

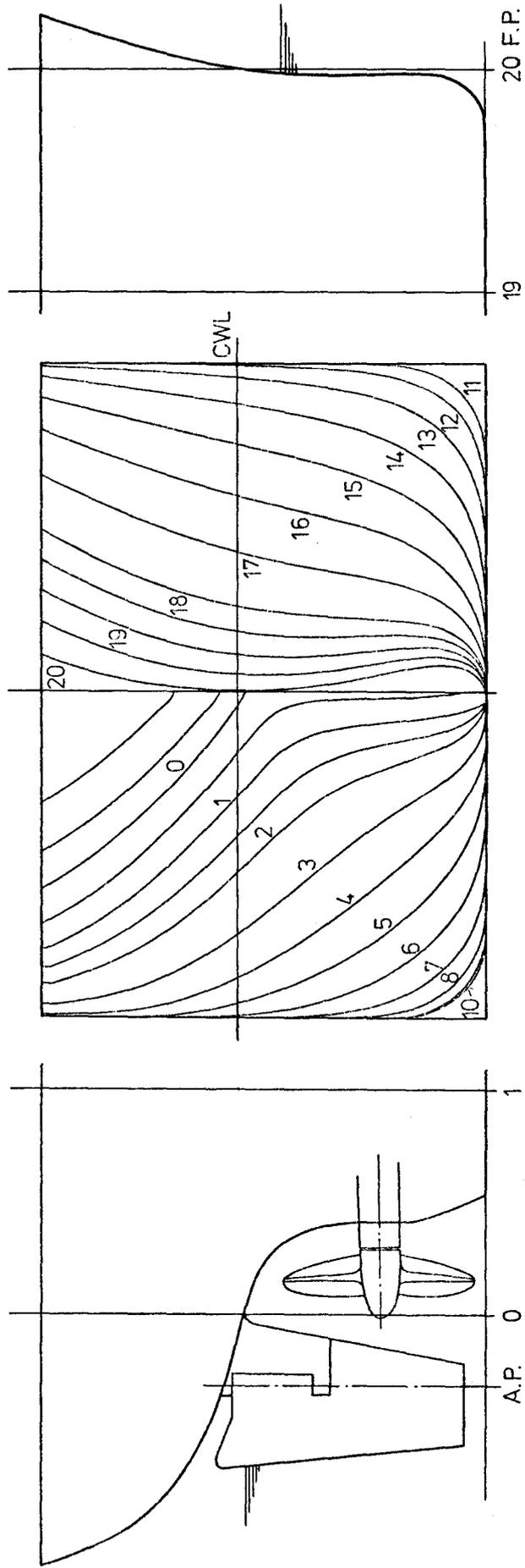


Abb. 2 Spantenriß, Bug- und Heckkontur des HSVA-Model 11s Nr. 2654 (USS "Compass Island")

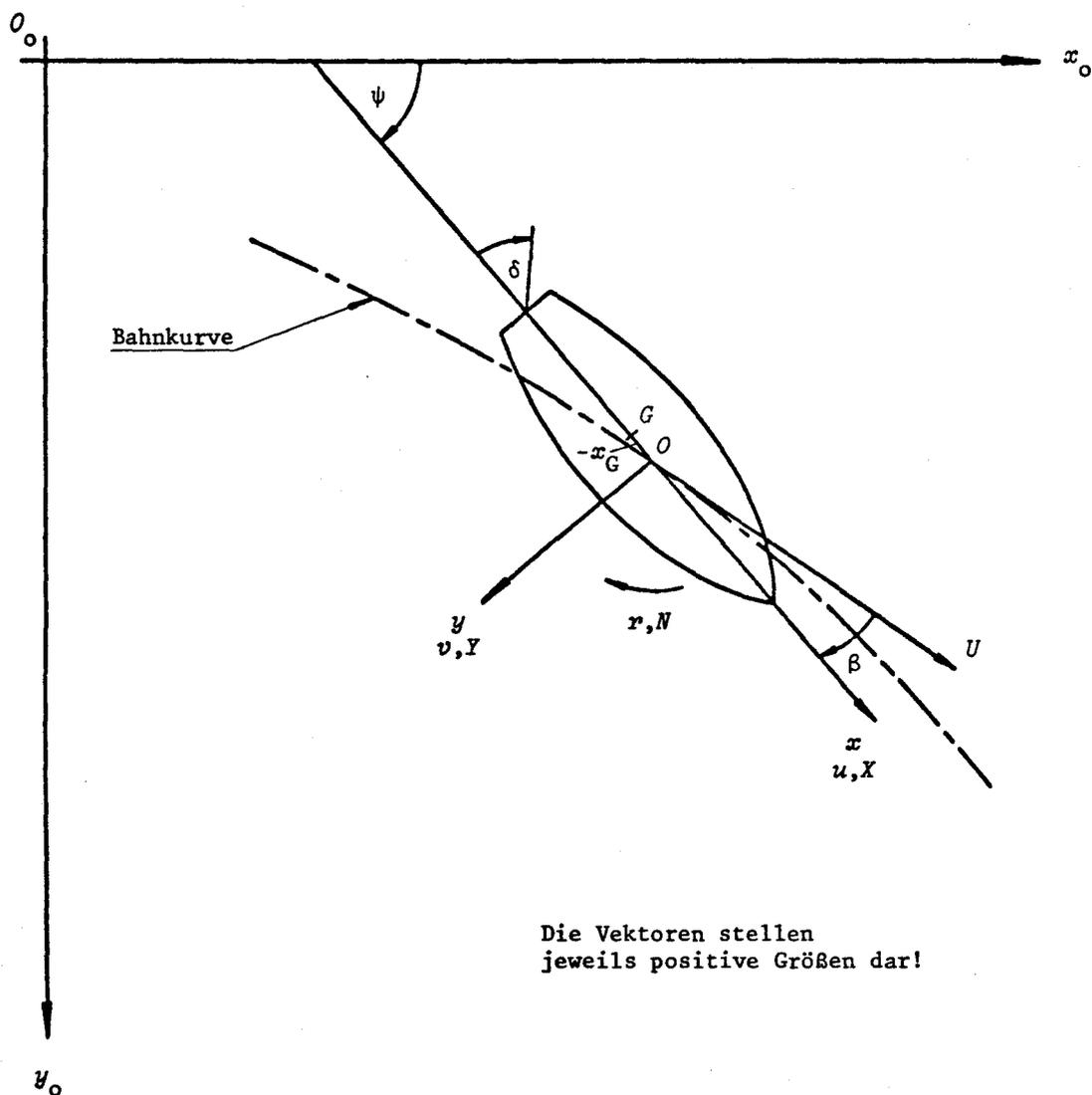
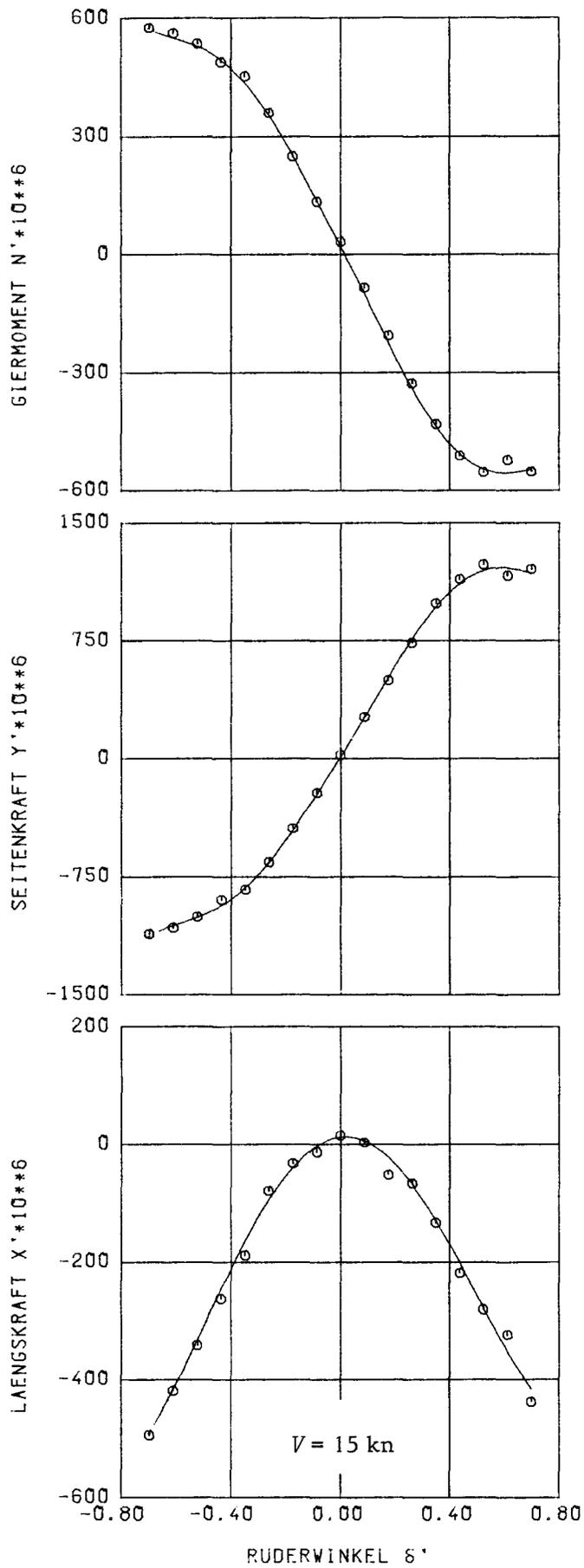


Abb. 3 Koordinatensystem



$n = 6.09 \text{ 1/s}$, Selbstpropulsionspunkt Schiffmodell ($V = 15 \text{ kn}$)

Abb. 4a

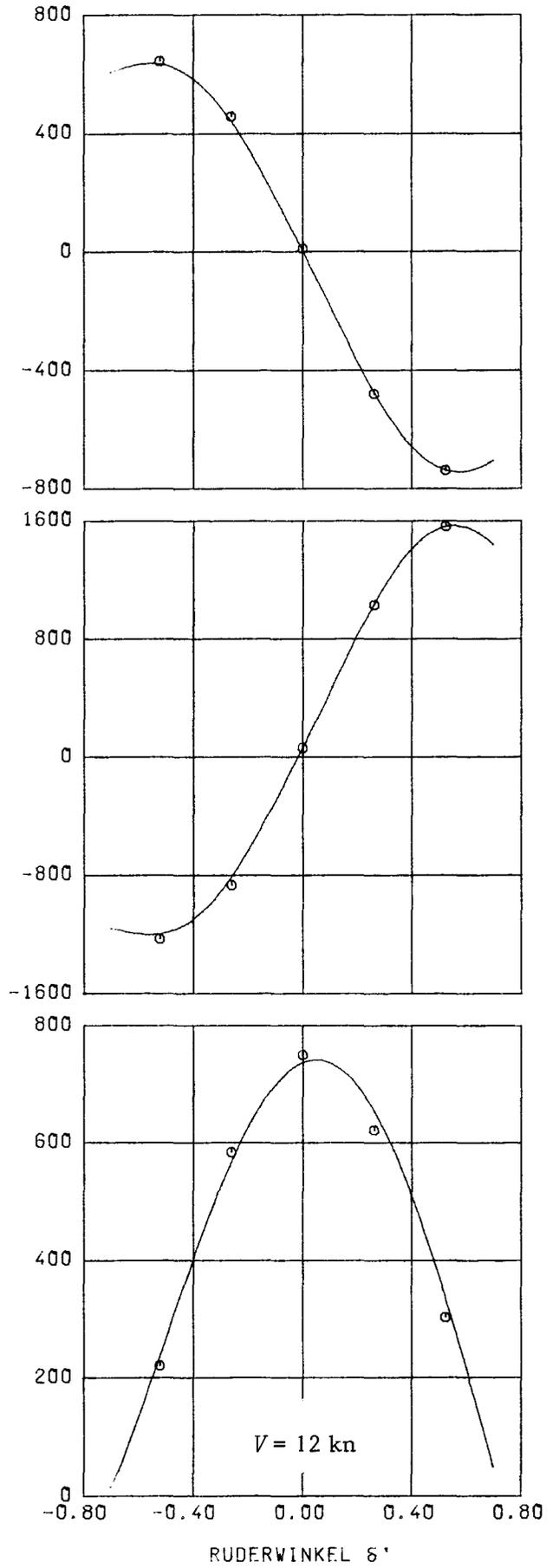
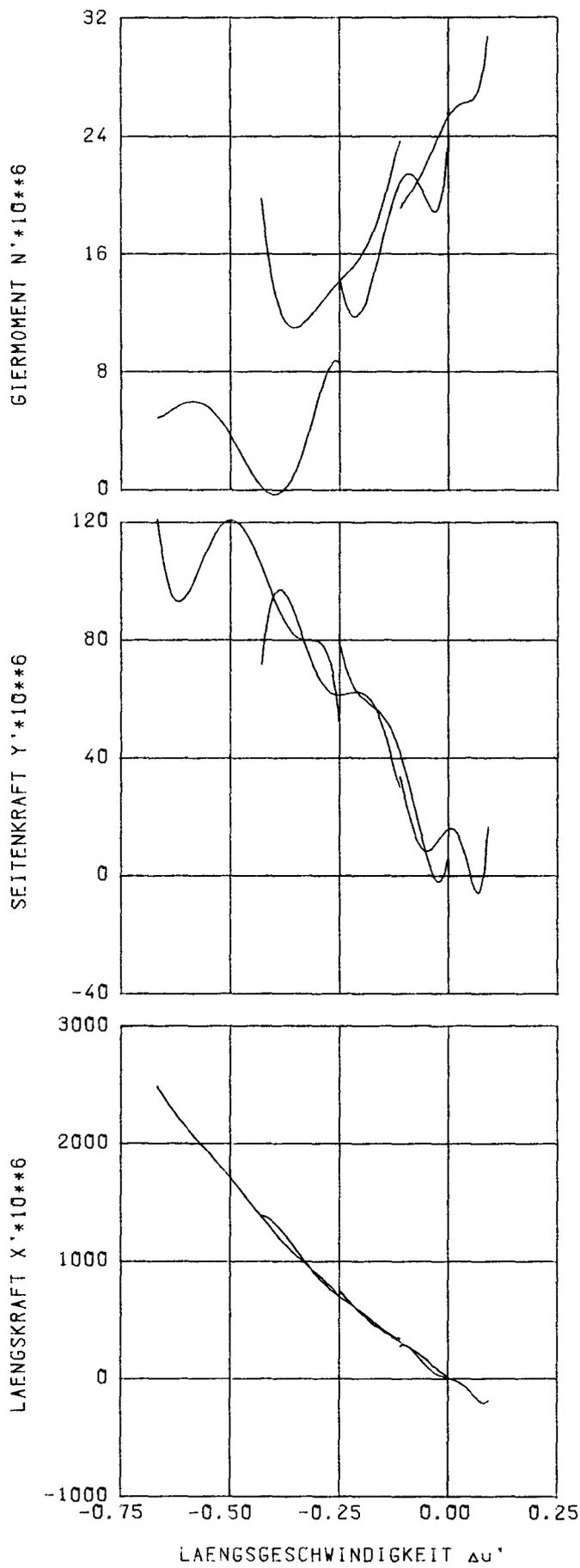


Abb. 4b



$n = 6.09 \text{ 1/s}$, Selbstpropulsionspunkt Schiffmodell ($V = 15 \text{ kn}$)

Abb. 5a

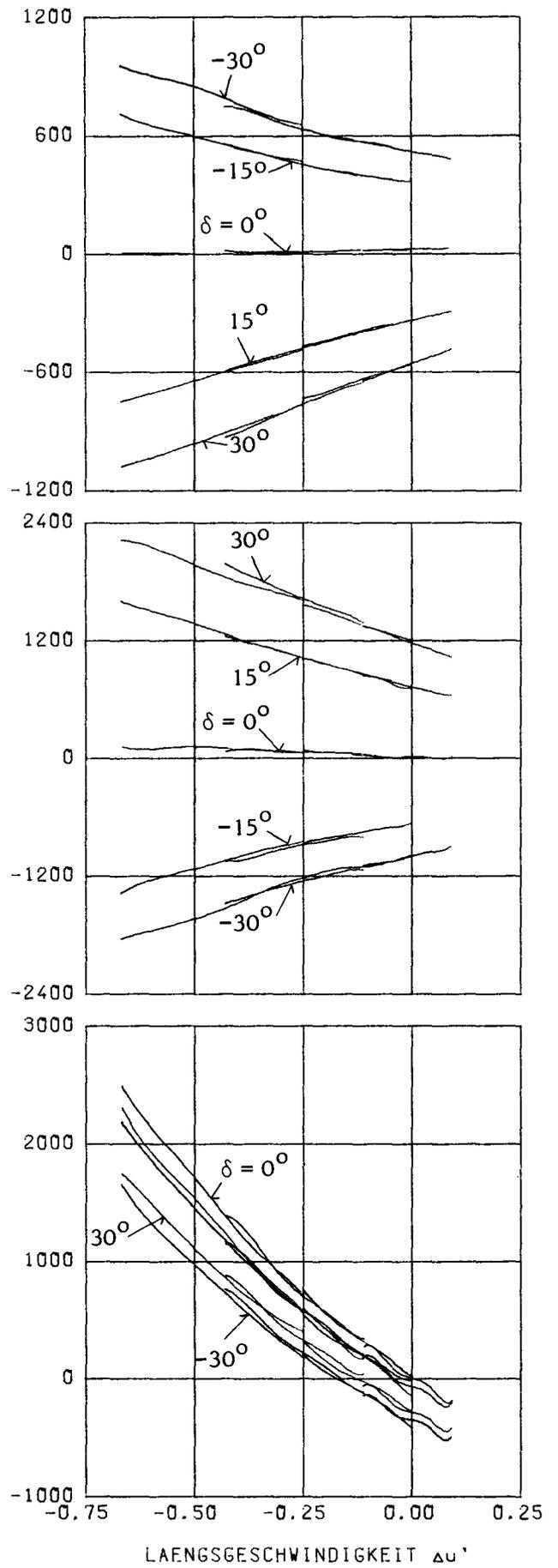
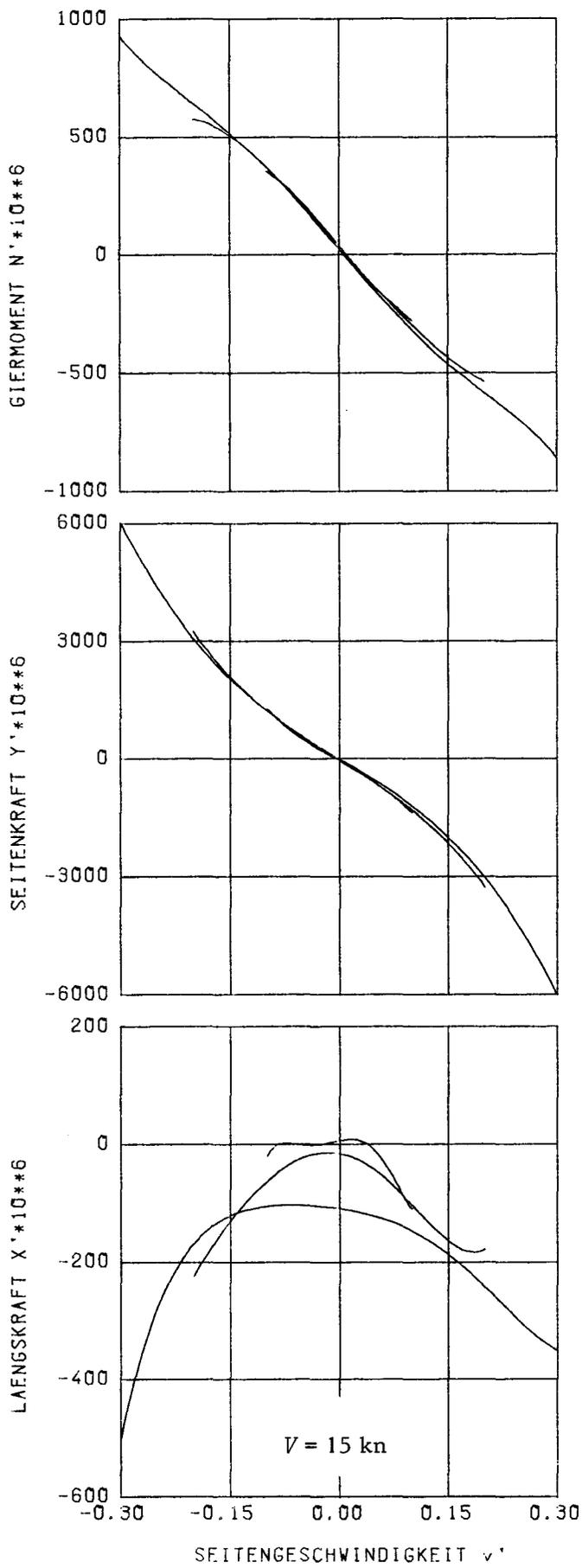


Abb. 5b



$n = 6.09 \text{ 1/s}$, Selbstpropulsionspunkt Schiffmodell ($V = 15 \text{ kn}$)

Abb. 6a

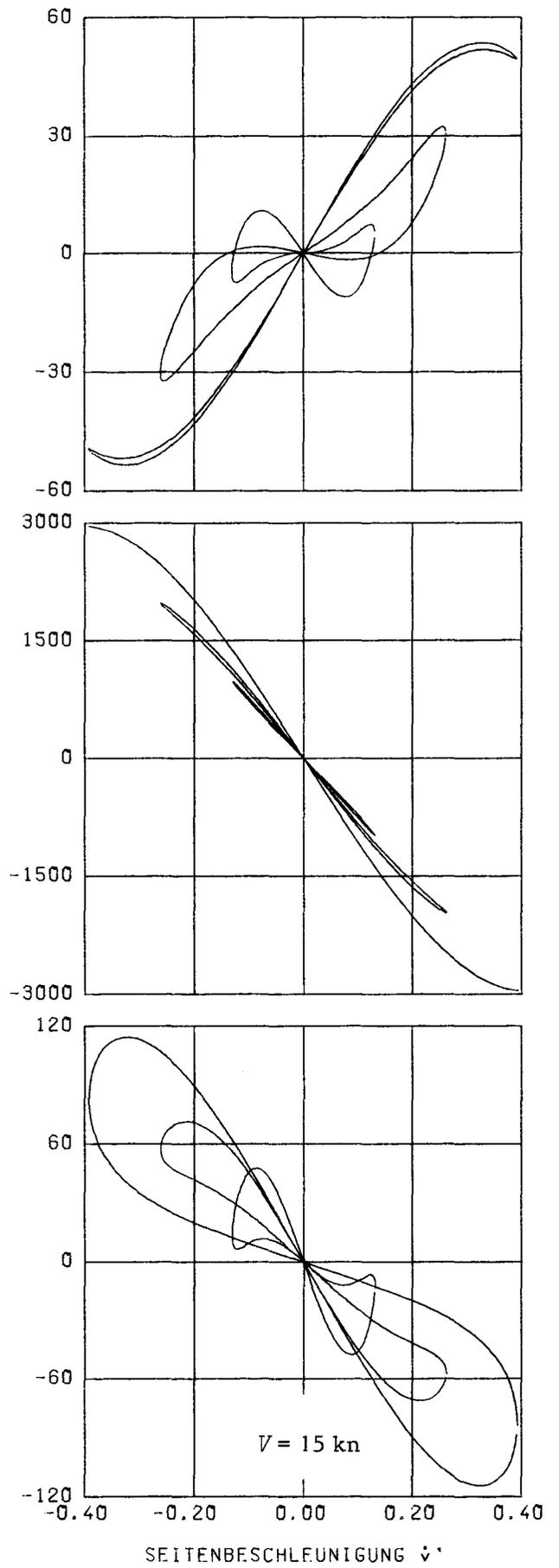


Abb. 6b

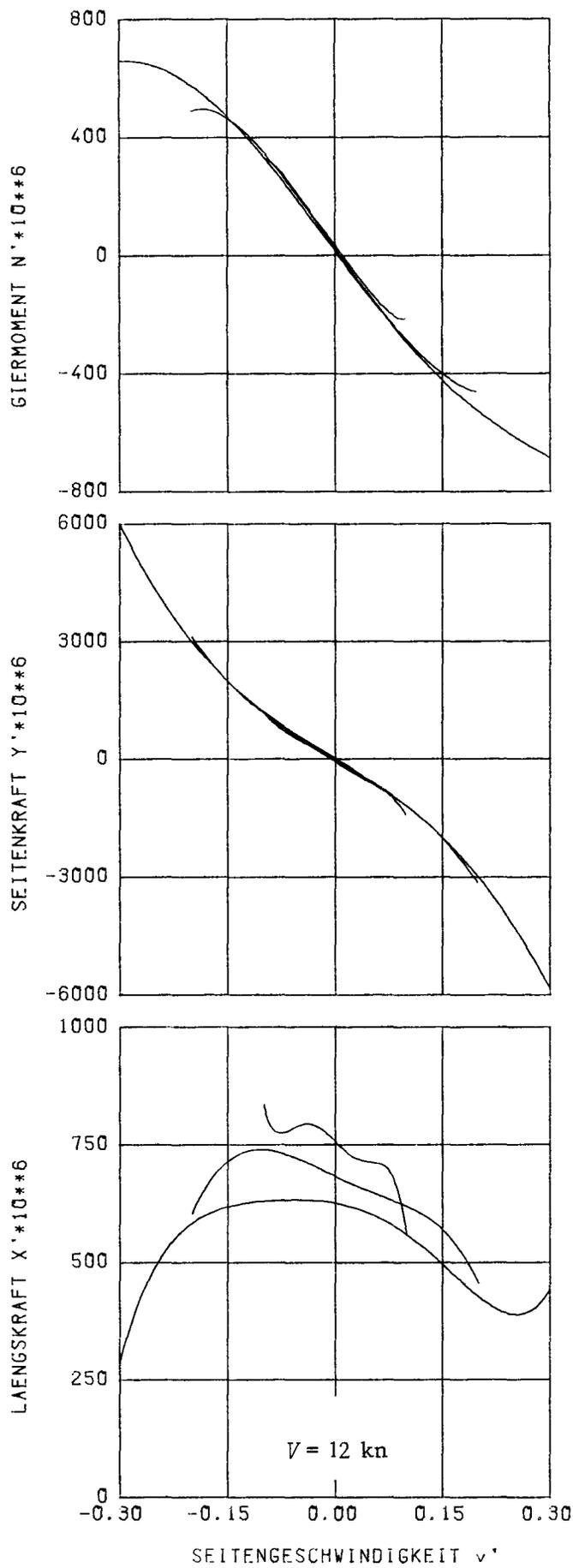


Abb. 7

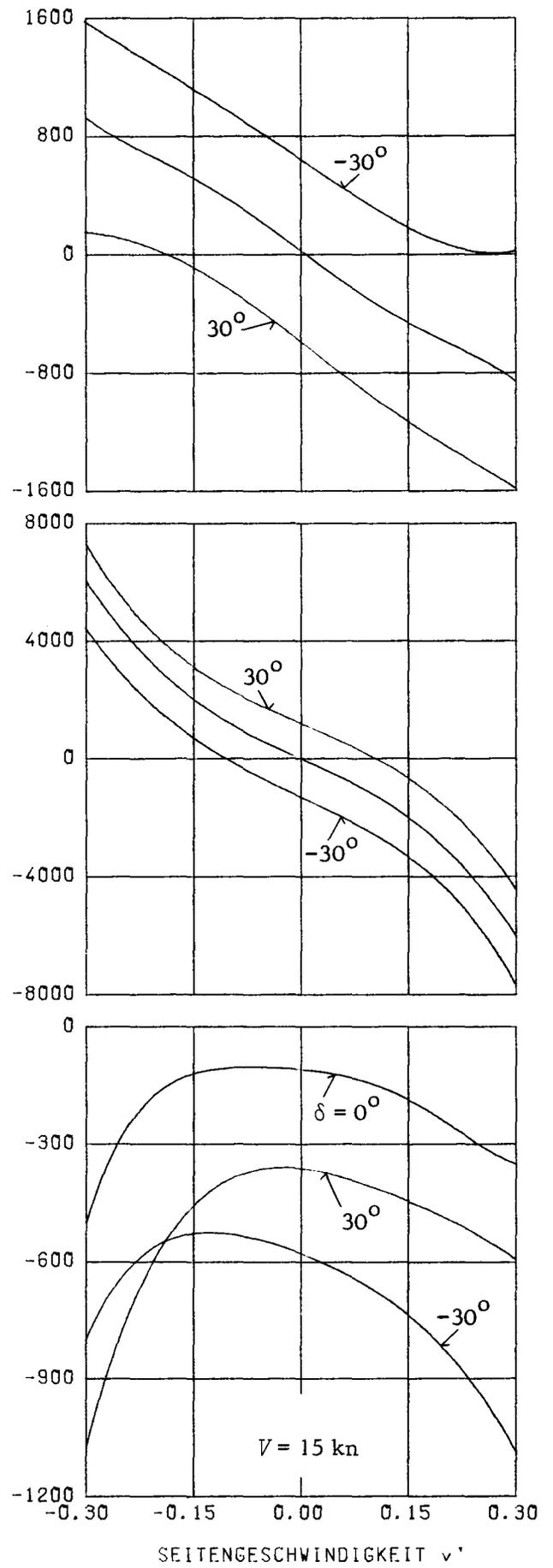
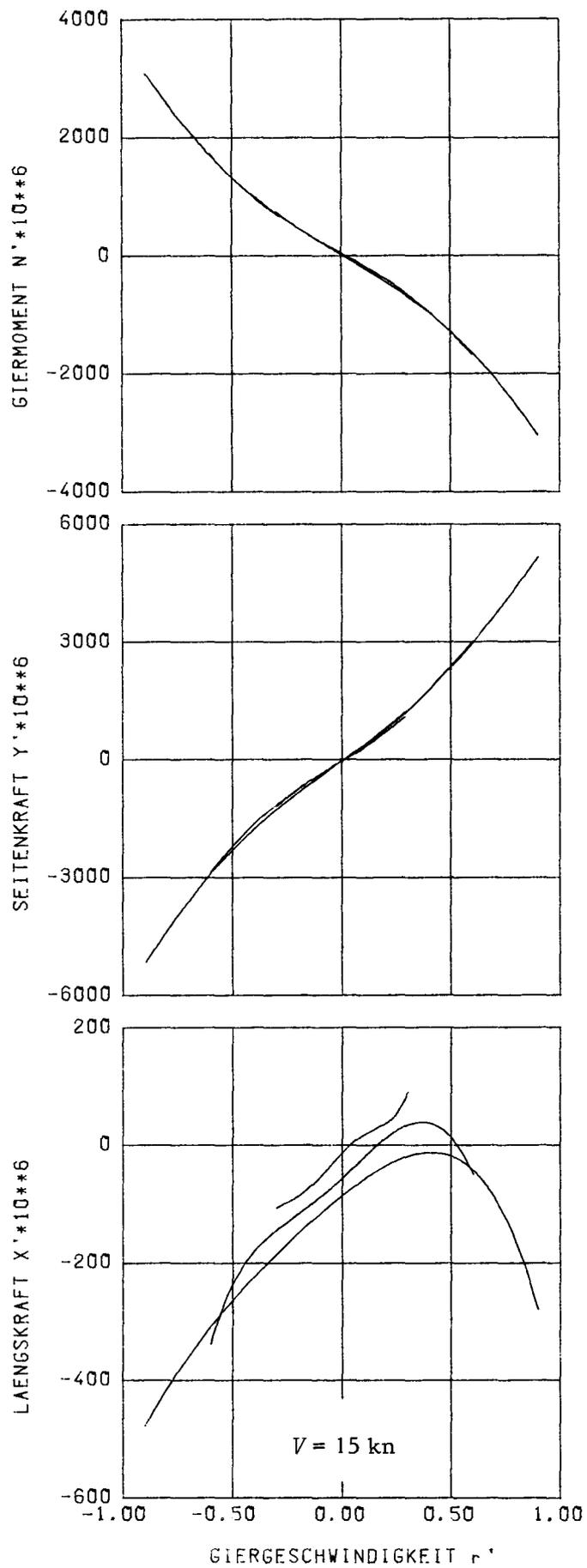


Abb. 8

$n = 6.09 \text{ 1/s}$, Selbstpropulsionspunkt Schiffmodell ($V = 15 \text{ kn}$)



$n = 6.09 \text{ 1/s}$, Selbstpropulsionspunkt Schiffmodell ($V = 15 \text{ kn}$)

Abb. 9a

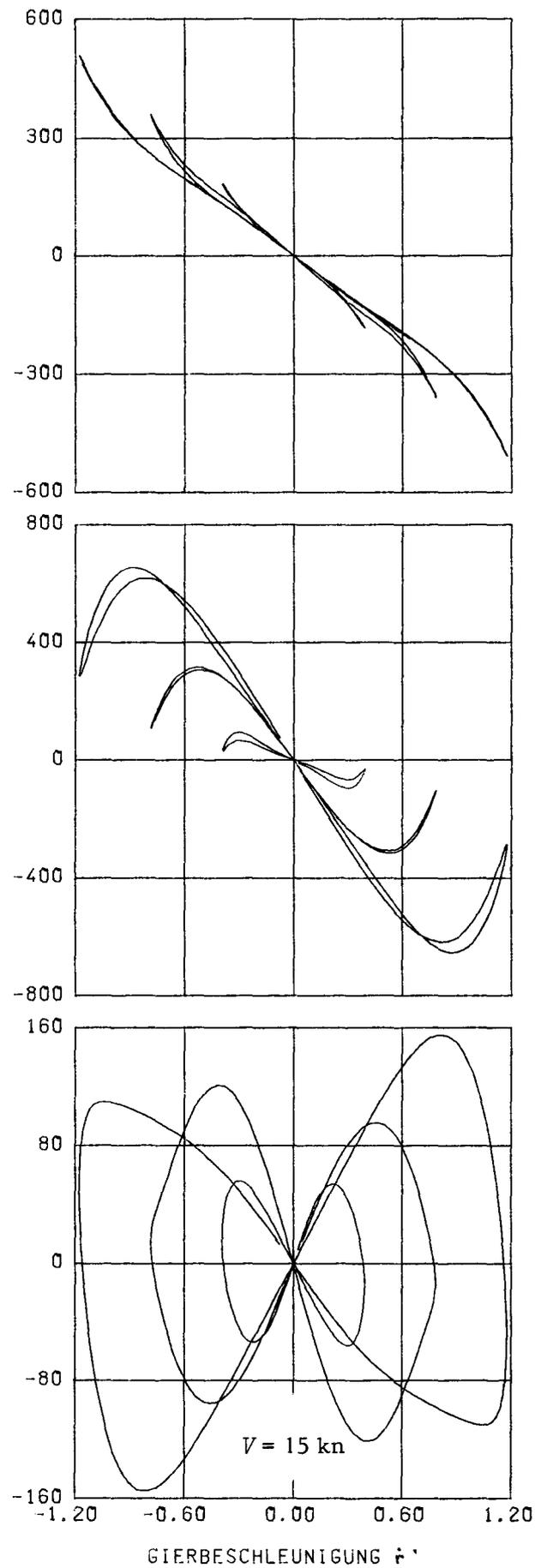


Abb. 9b

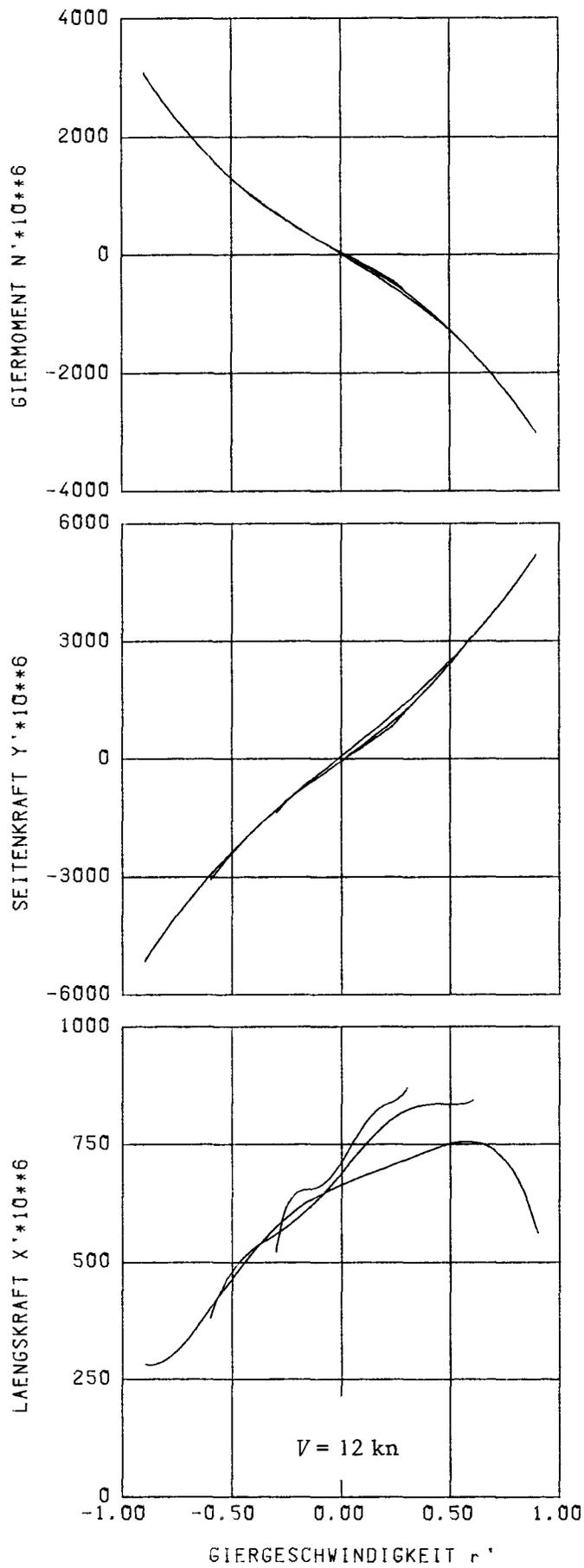
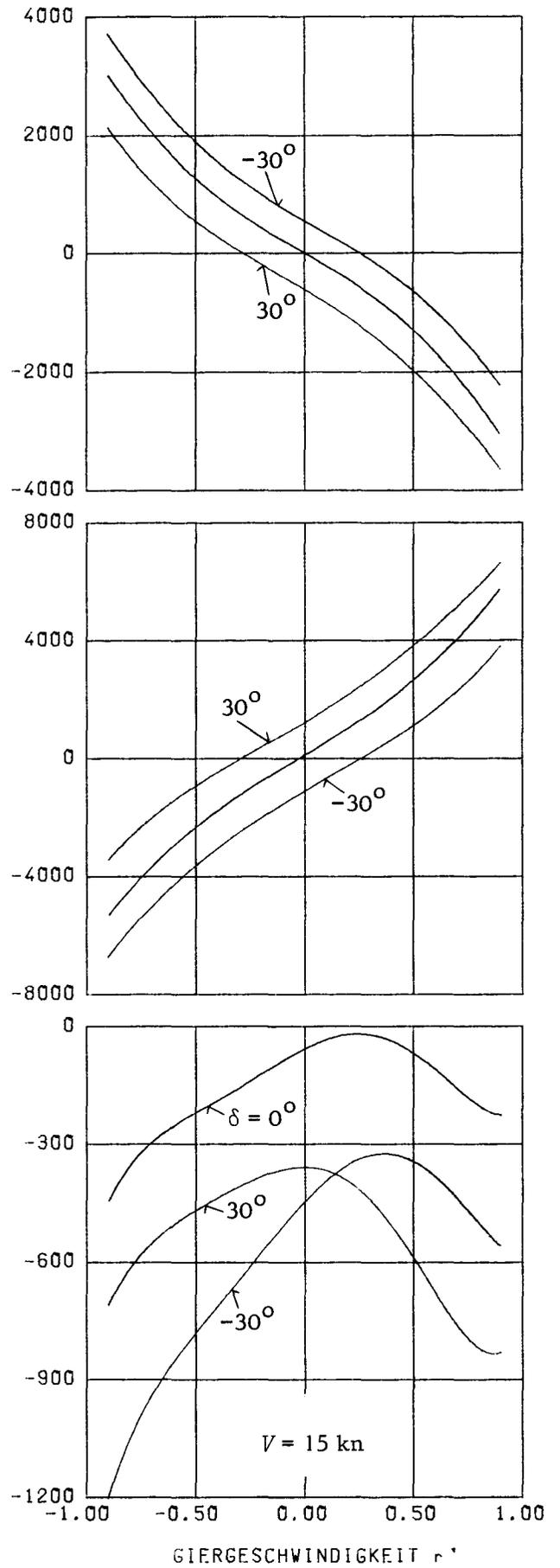


Abb. 10



$n = 6.09 \text{ 1/s}$, Selbstpropulsionspunkt Schiffmodell ($V = 15 \text{ kn}$)

Abb. 11

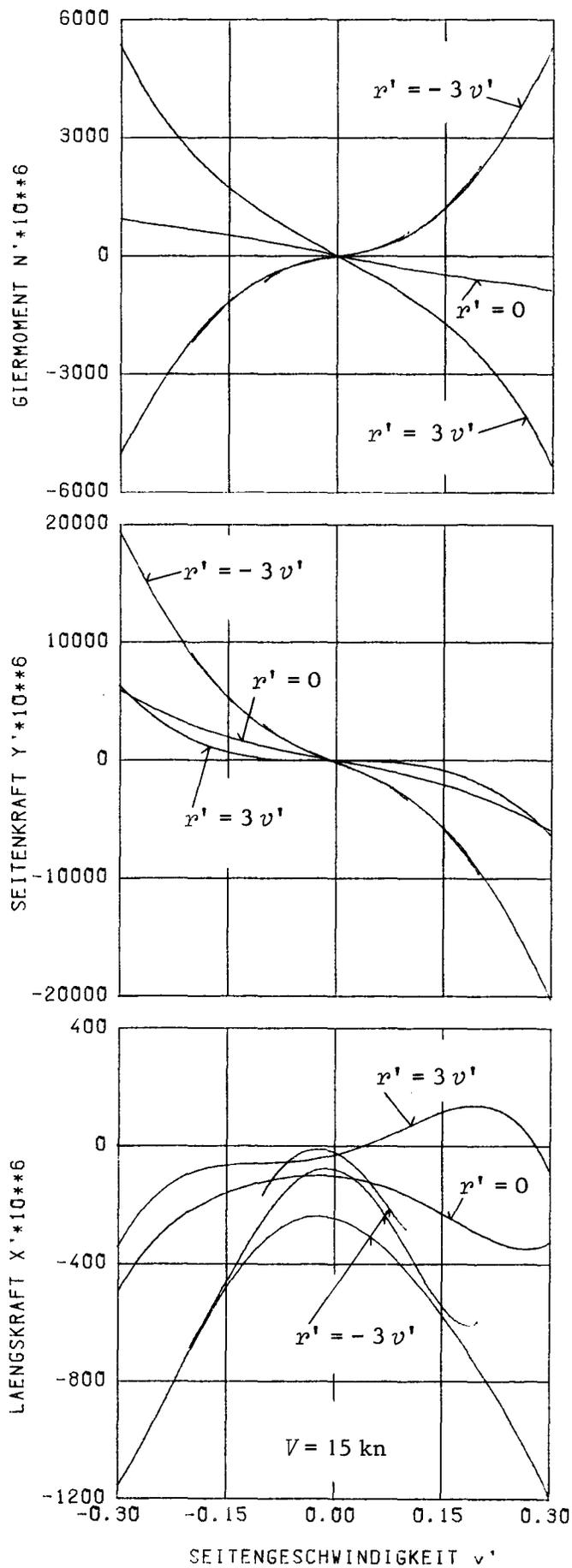


Abb. 12a

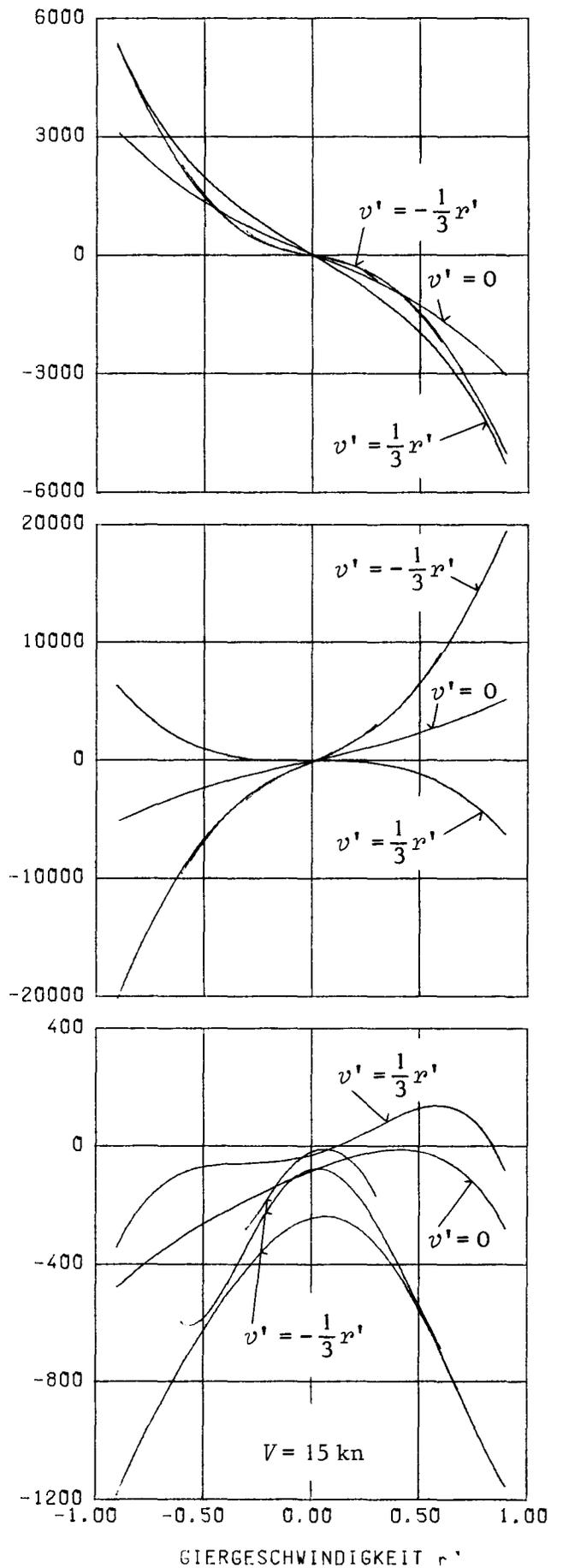
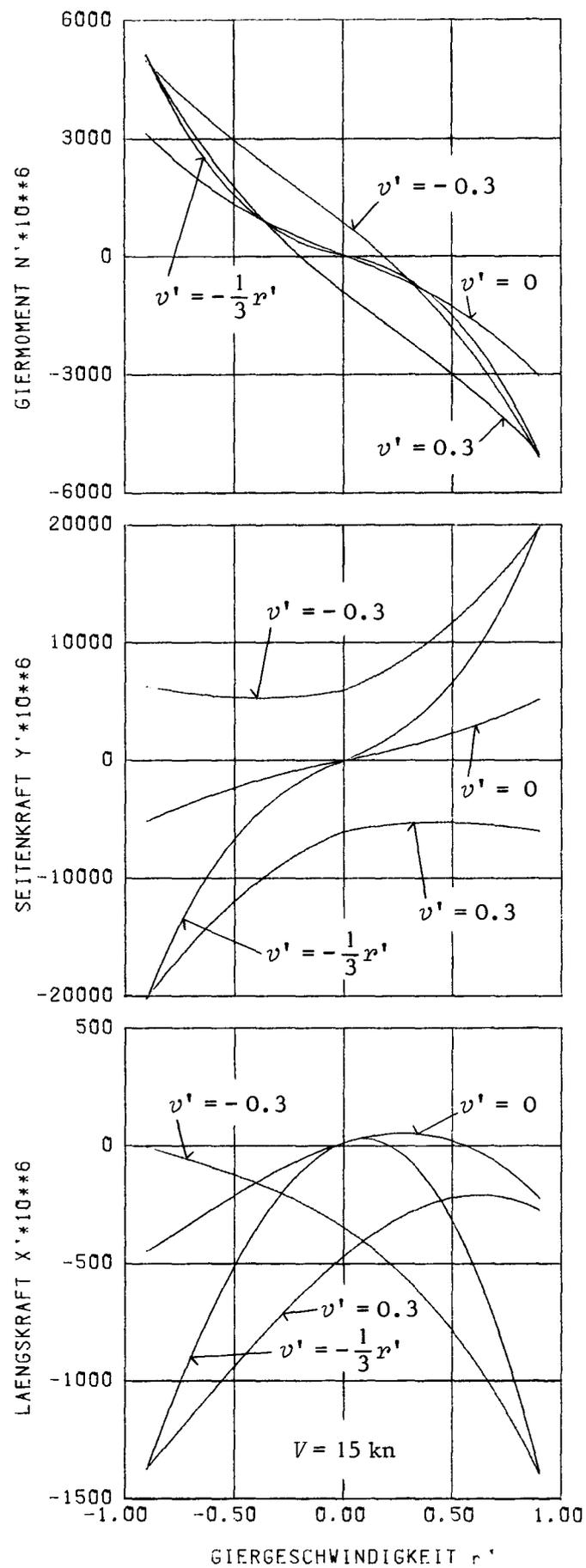


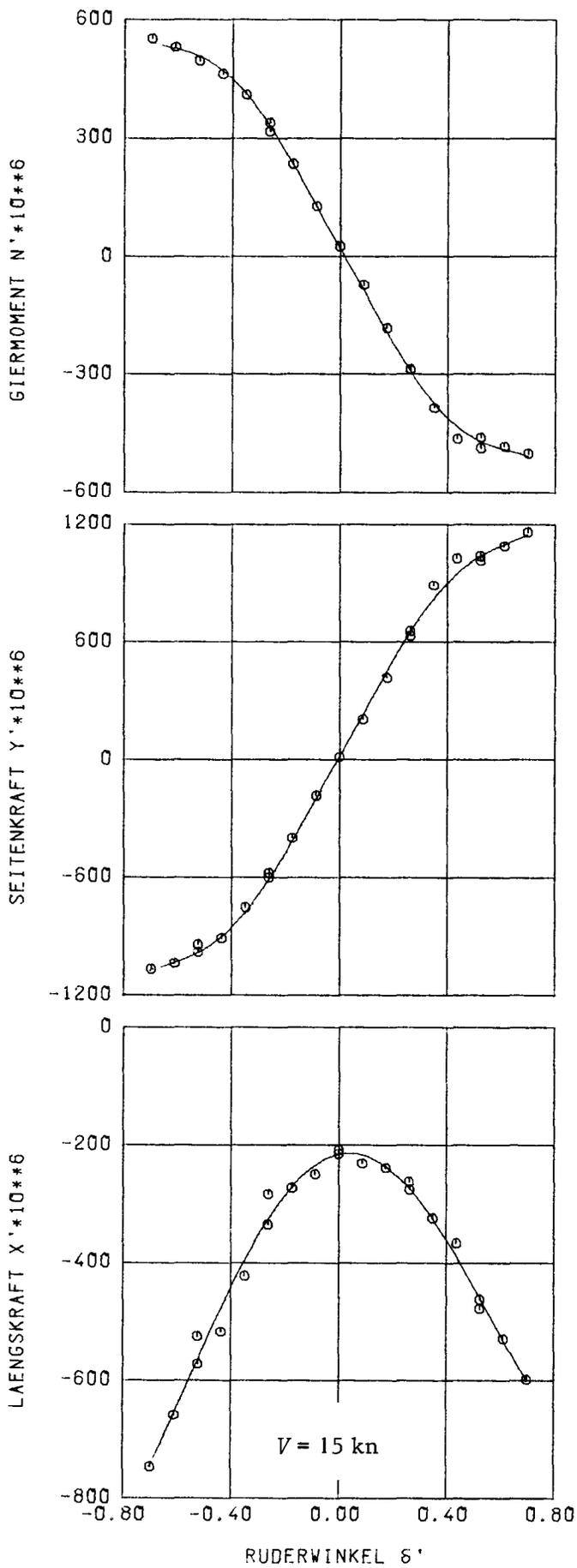
Abb. 12b

$n = 6.09 \text{ 1/s}$, Selbstpropulsionspunkt Schiffmodell ($V = 15 \text{ kn}$)



$n = 6.09 \text{ 1/s}$, Selbstpropulsionspunkt Schiffmodell ($V = 15 \text{ kn}$)

Abb. 13



$n = 5.51 \text{ 1/s}$, Selbstpropulsionspunkt Großausführung ($V = 15 \text{ kn}$)

Abb. 14

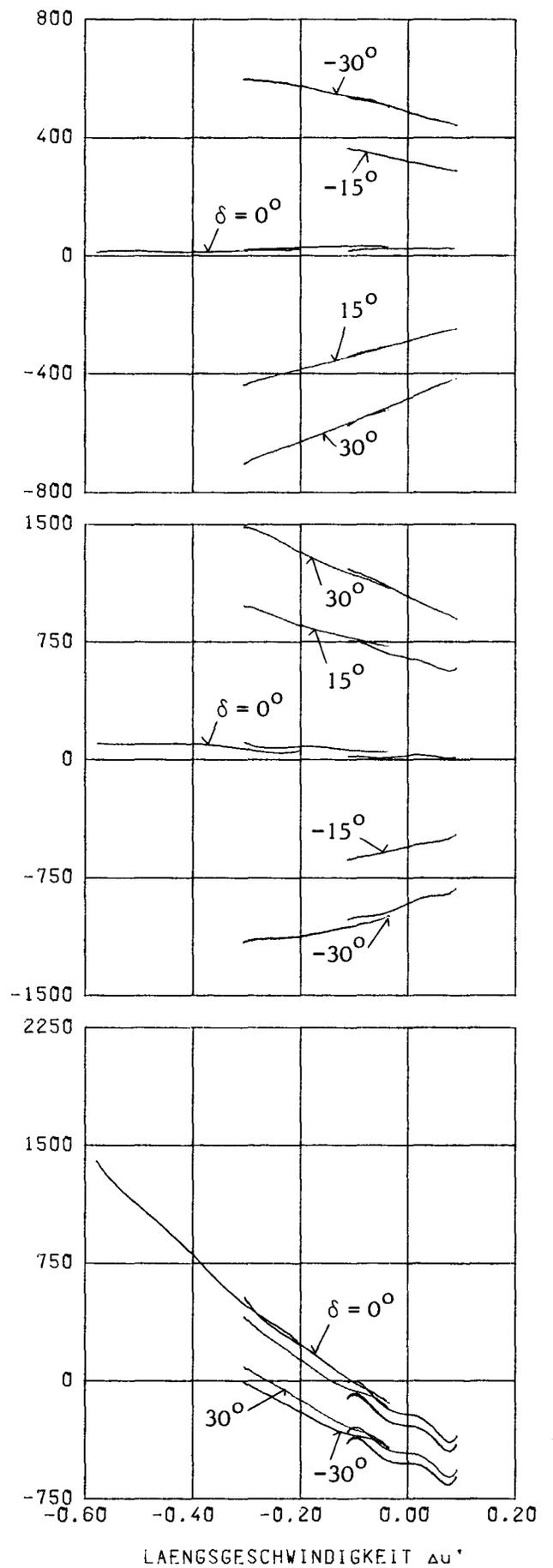


Abb. 15

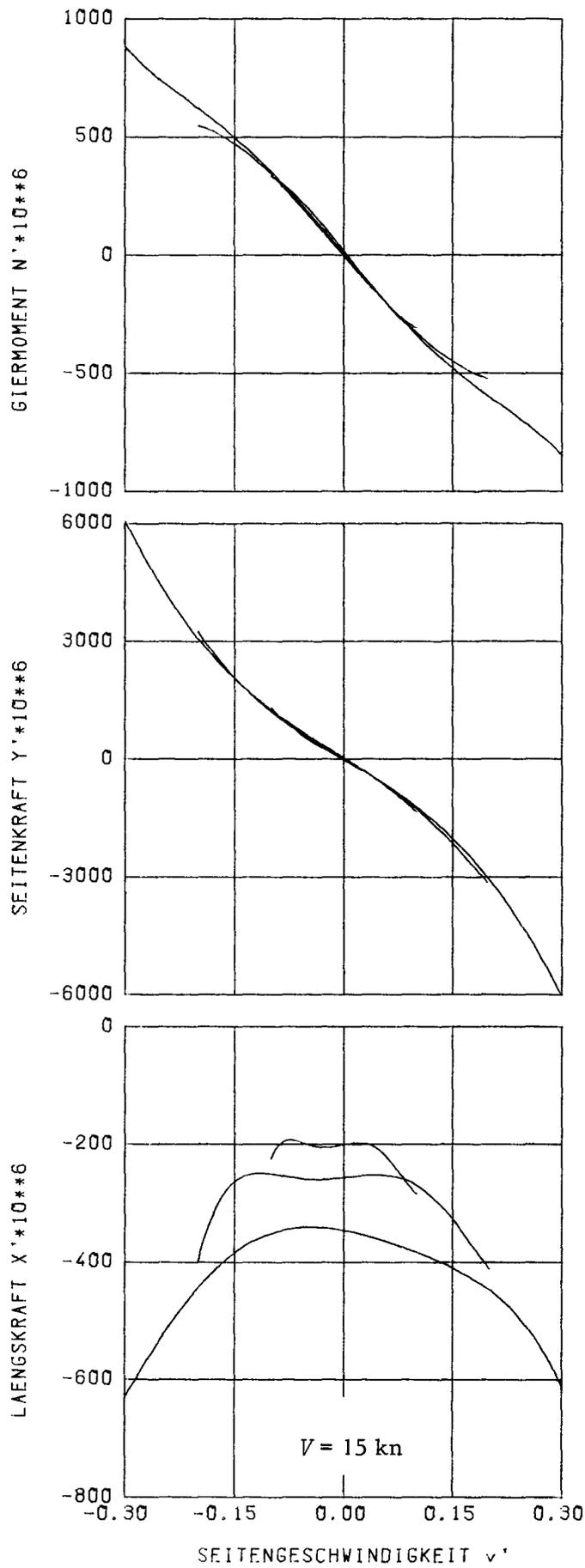


Abb. 16

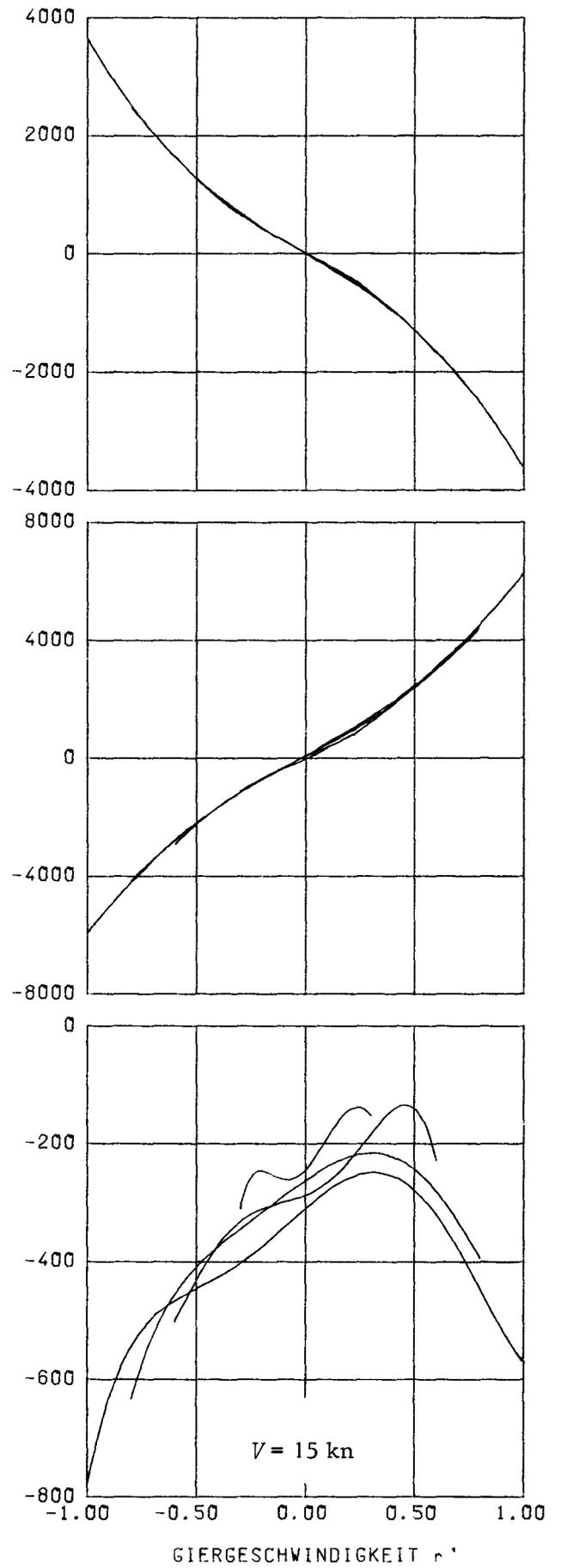


Abb. 17

$n = 5.51 \text{ 1/s}$, Selbstpropulsionspunkt Großausführung ($V = 15 \text{ kn}$)

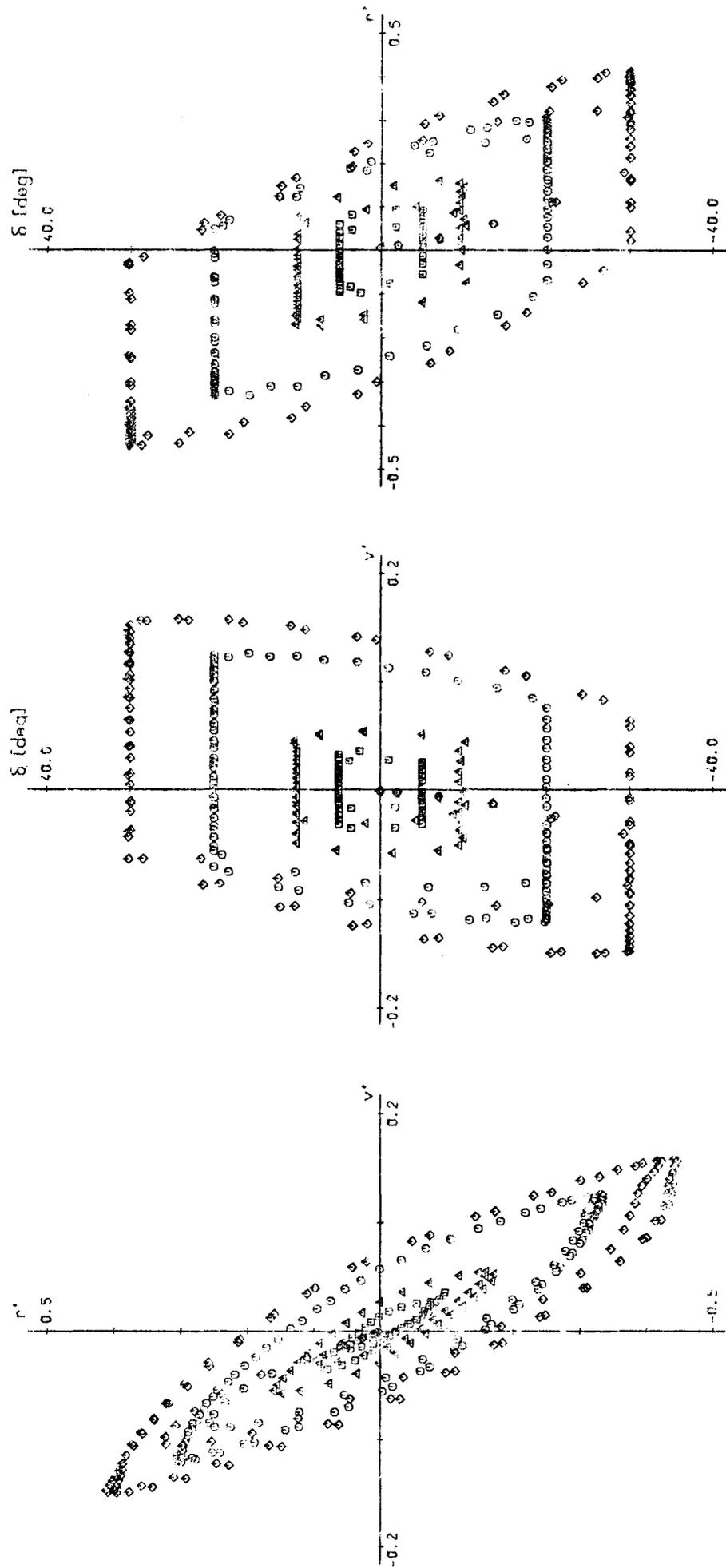


Abb. 18a Variablenbereich (indirekte System-Identifikation)
 HSVA-Modell Nr. 2654

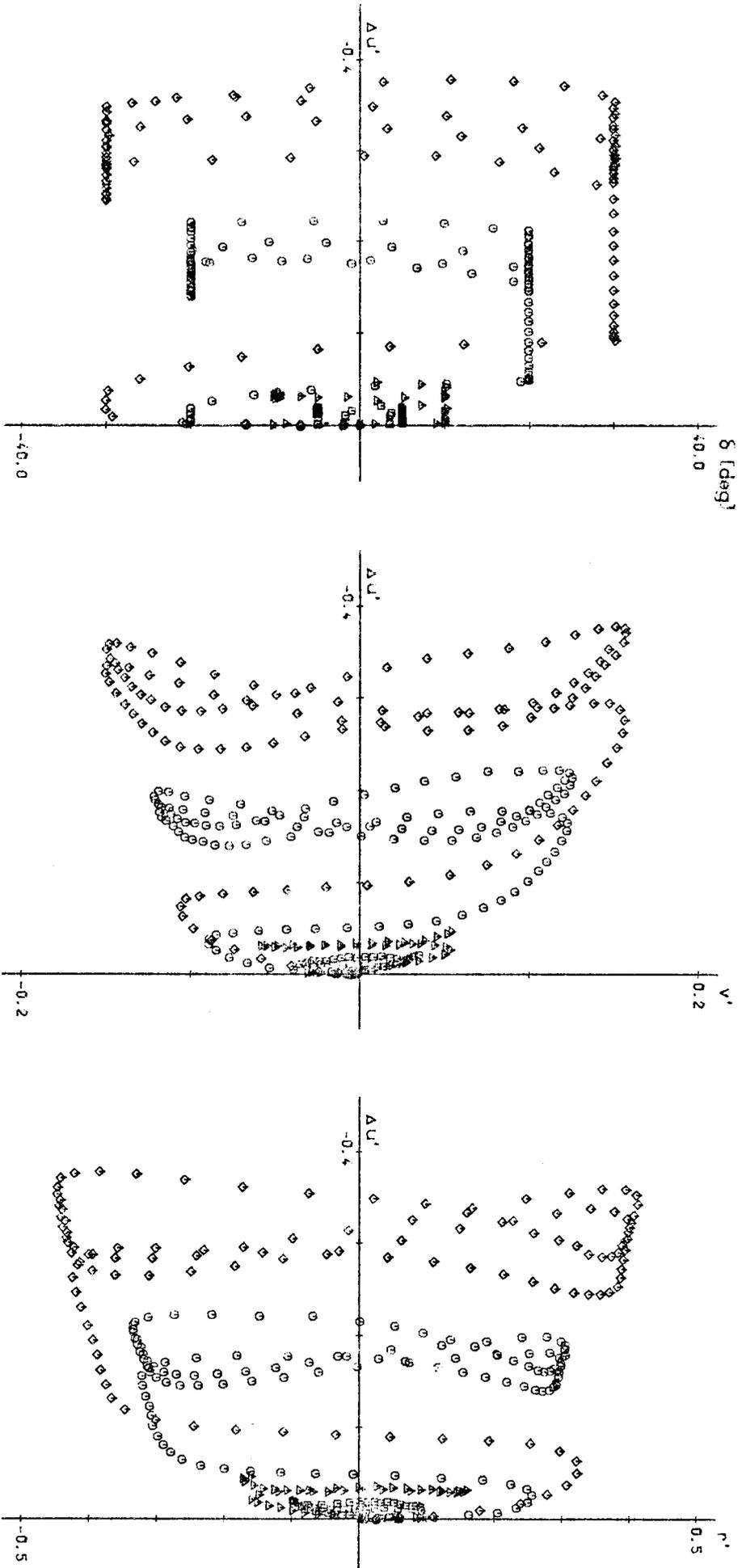


Abb. 18b Variablenbereich (indirekte System-Identifikation)
 HSA-Modell Nr. 2654

◇	VERSUCH NR. 13	(01.02.79)	30/10	Z
○	VERSUCH NR. 15	(01.02.79)	20/10	Z
▲	VERSUCH NR. 18	(01.02.79)	10/1	Z
□	VERSUCH NR. 19	(01.02.79)	5/1	Z

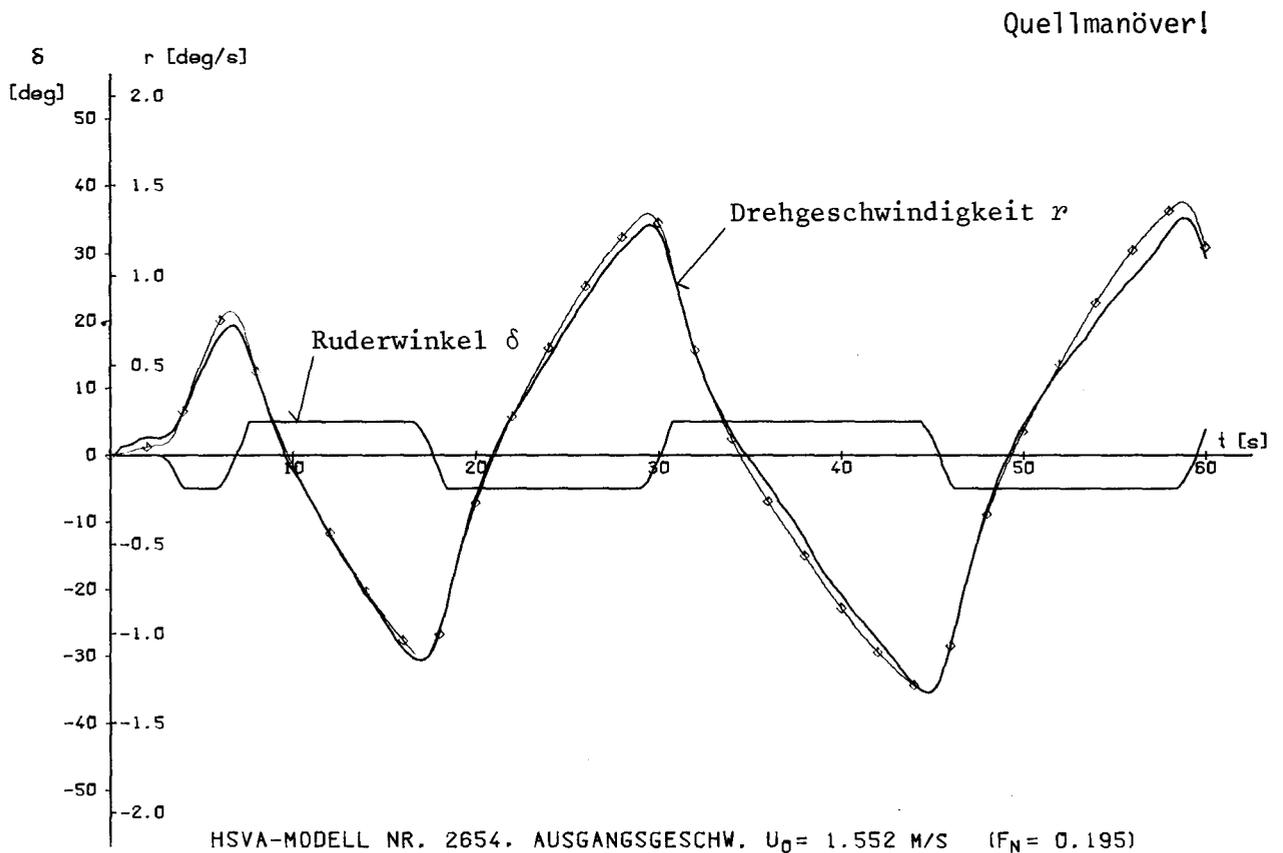
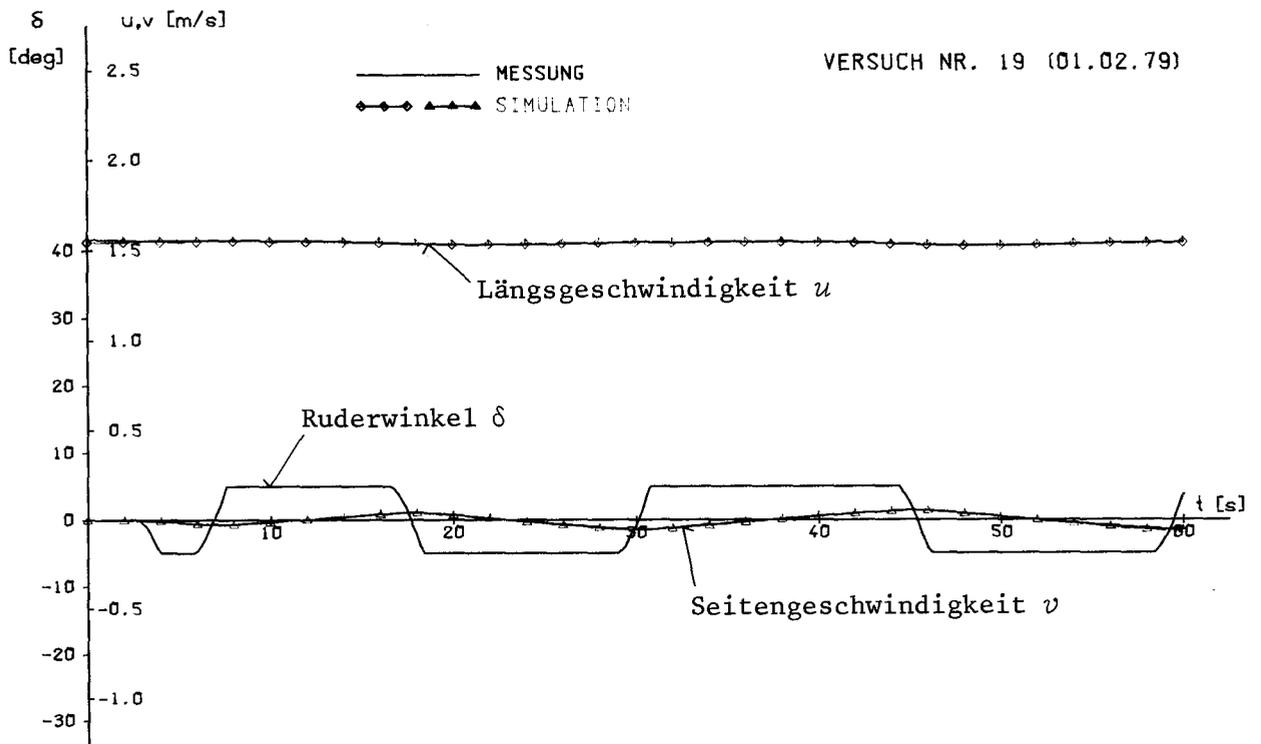
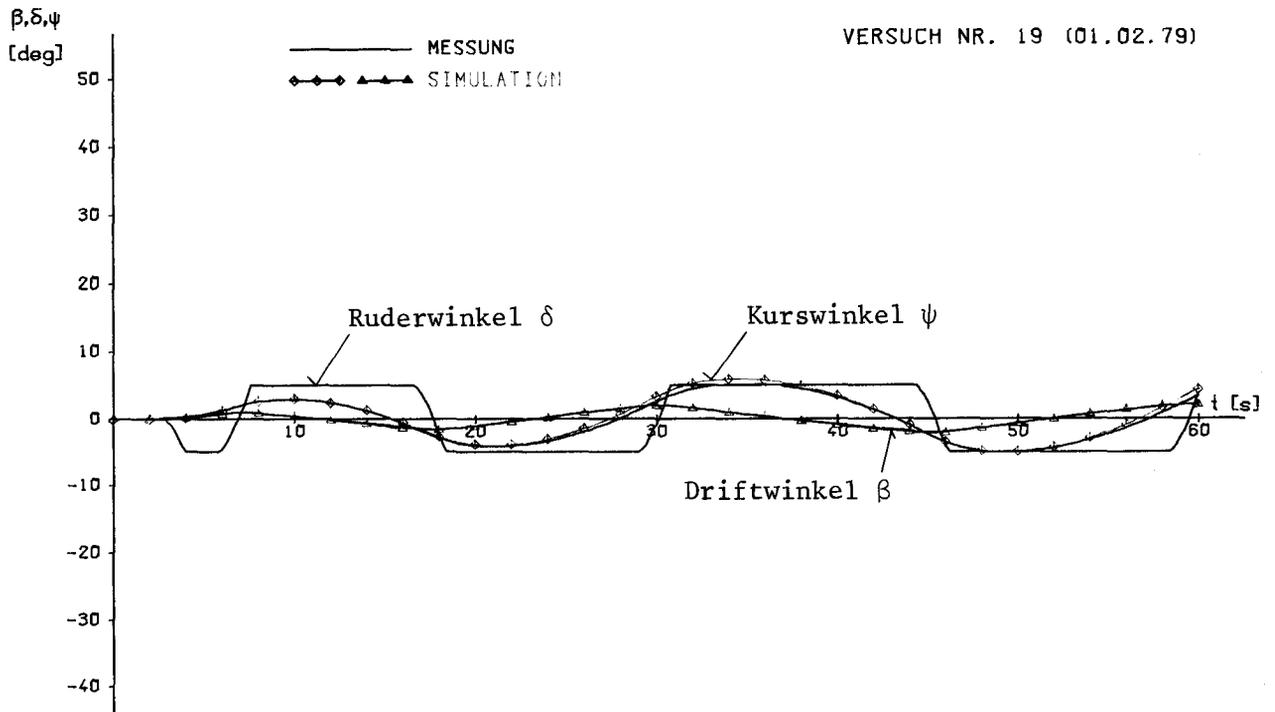


Abb. 19a Vergleich Messung - Simulation
(indirekte System-Identifikation)



Quellmanöver!

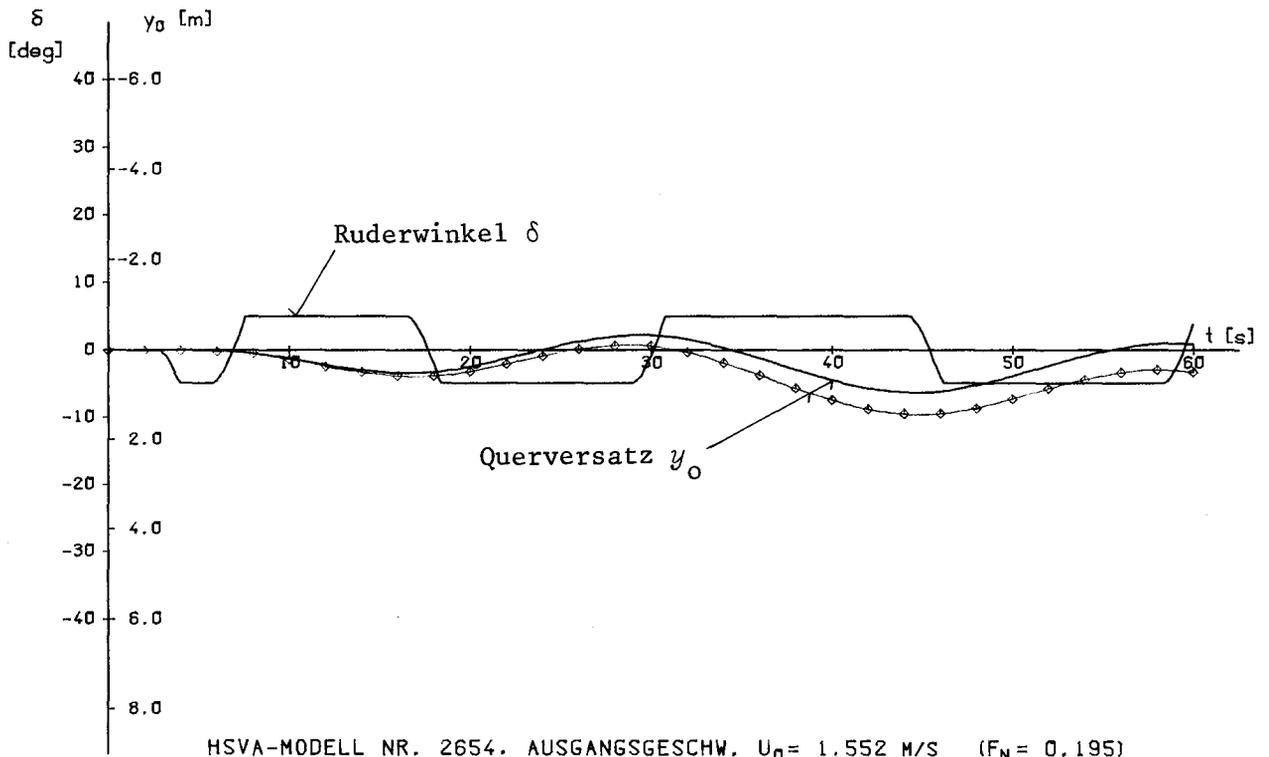


Abb. 19b Vergleich Messung - Simulation
(indirekte System-Identifikation)

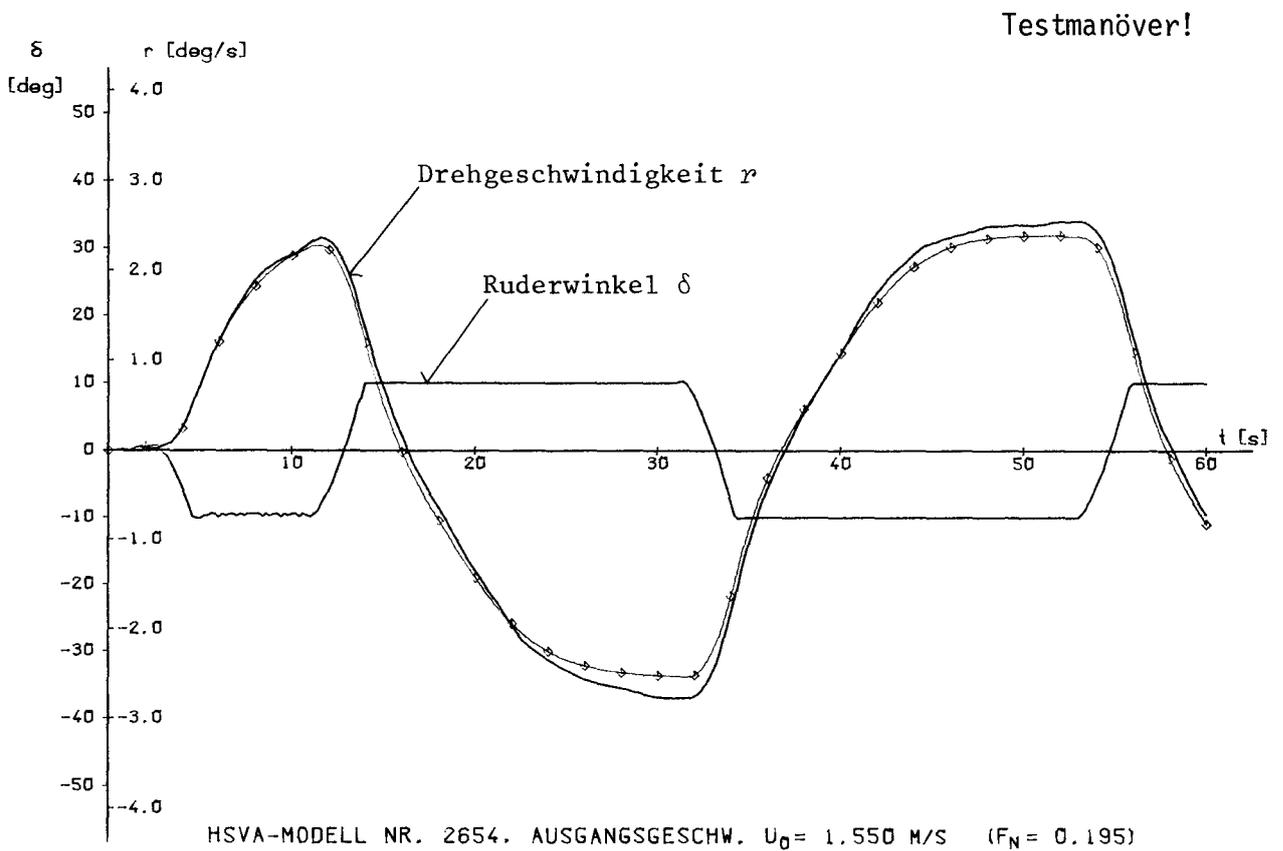
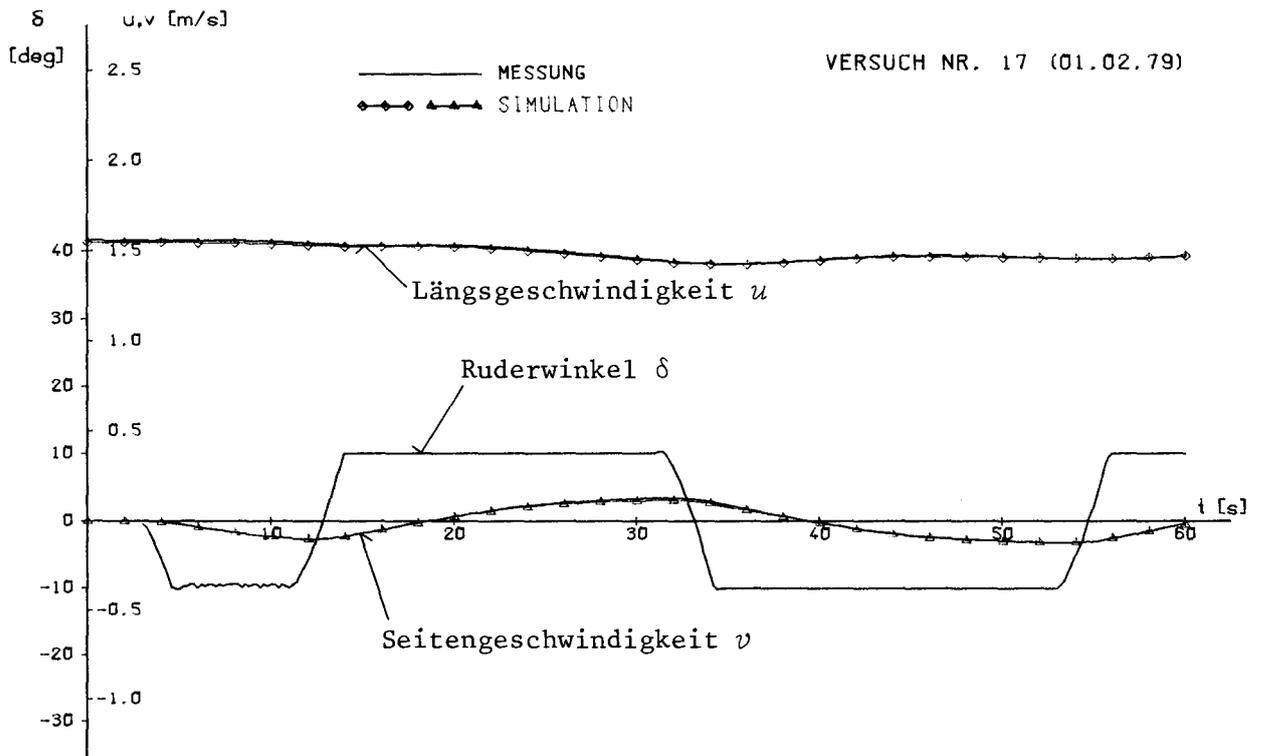
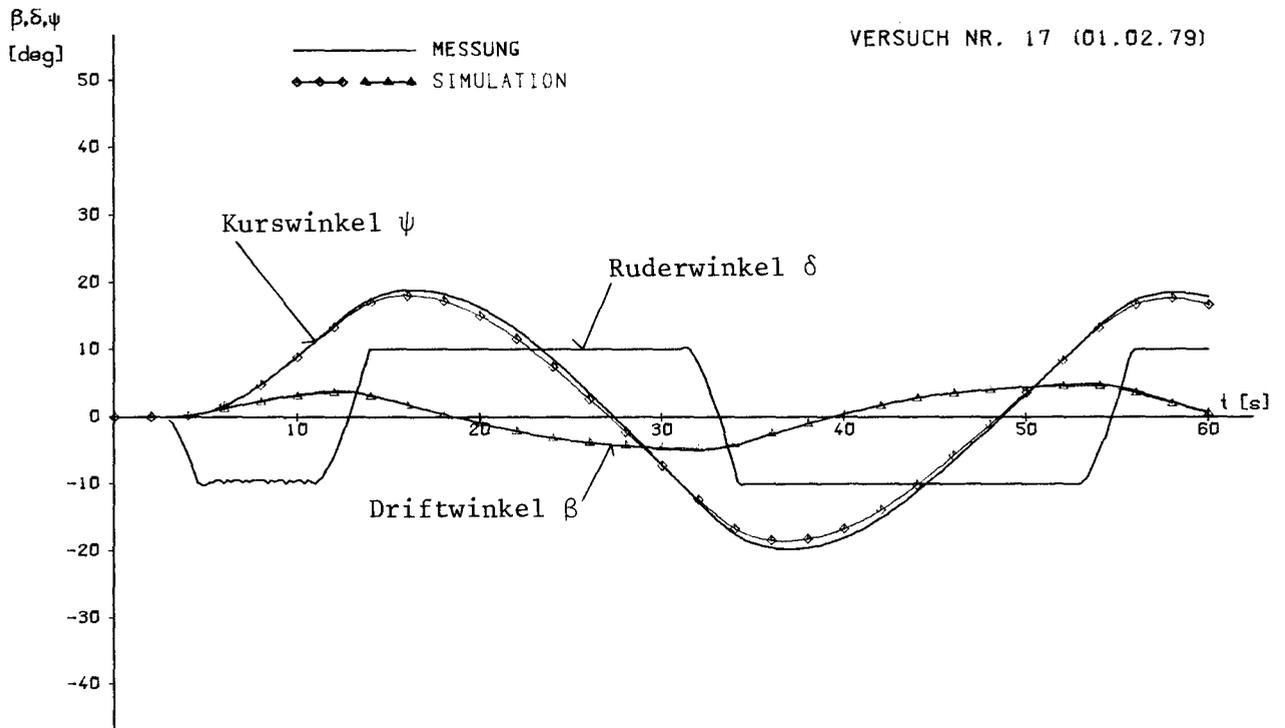


Abb. 20a Vergleich Messung - Simulation
(indirekte System-Identifikation)



Testmanöver!

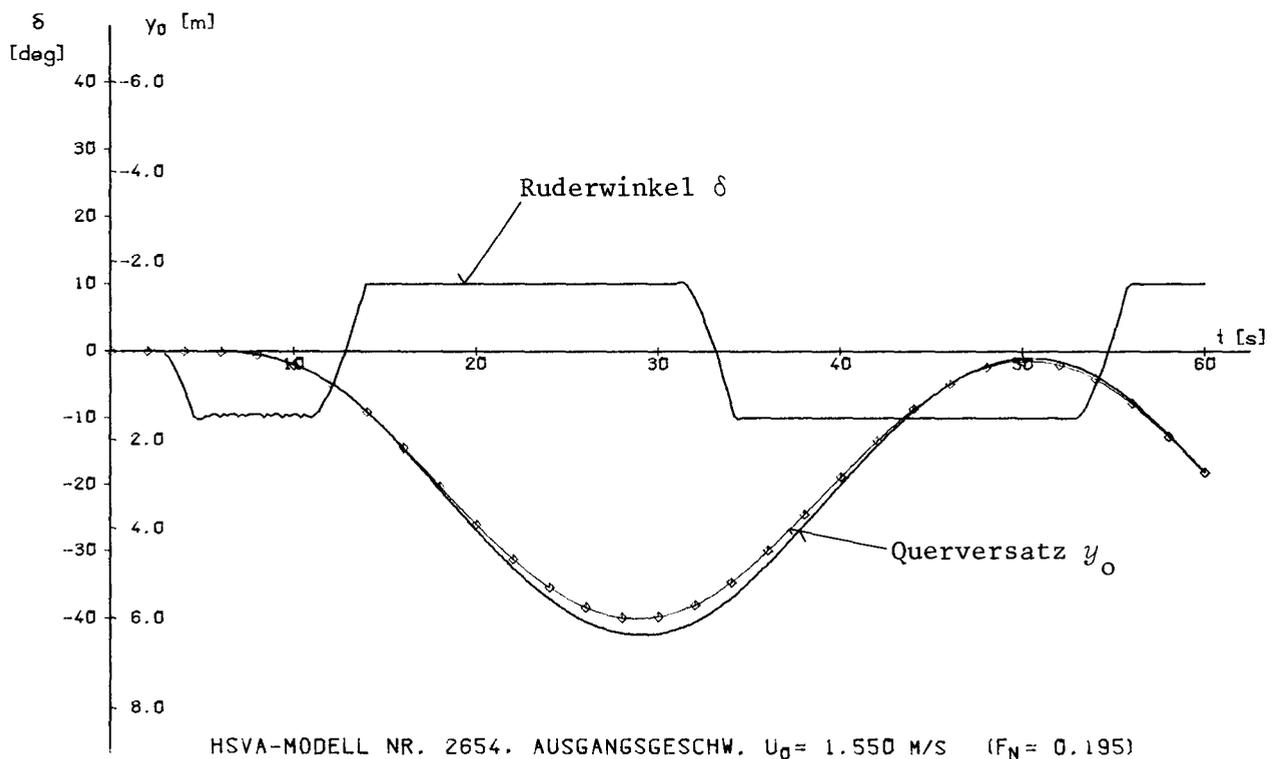
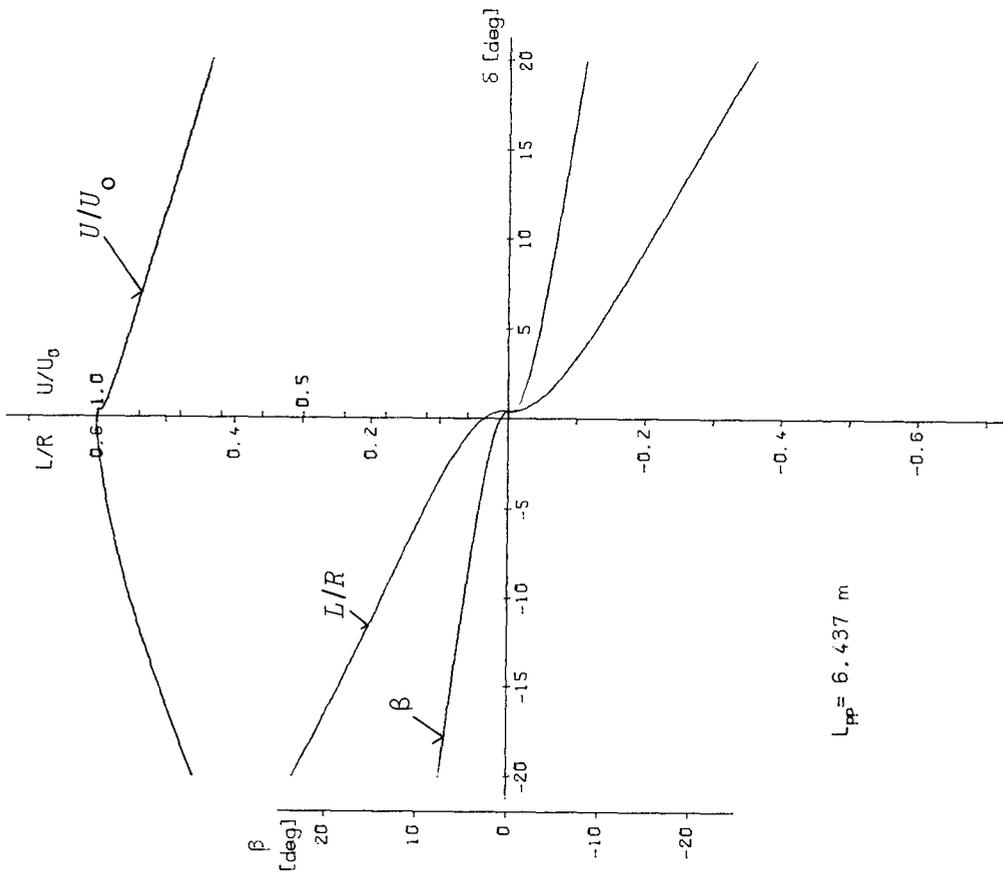
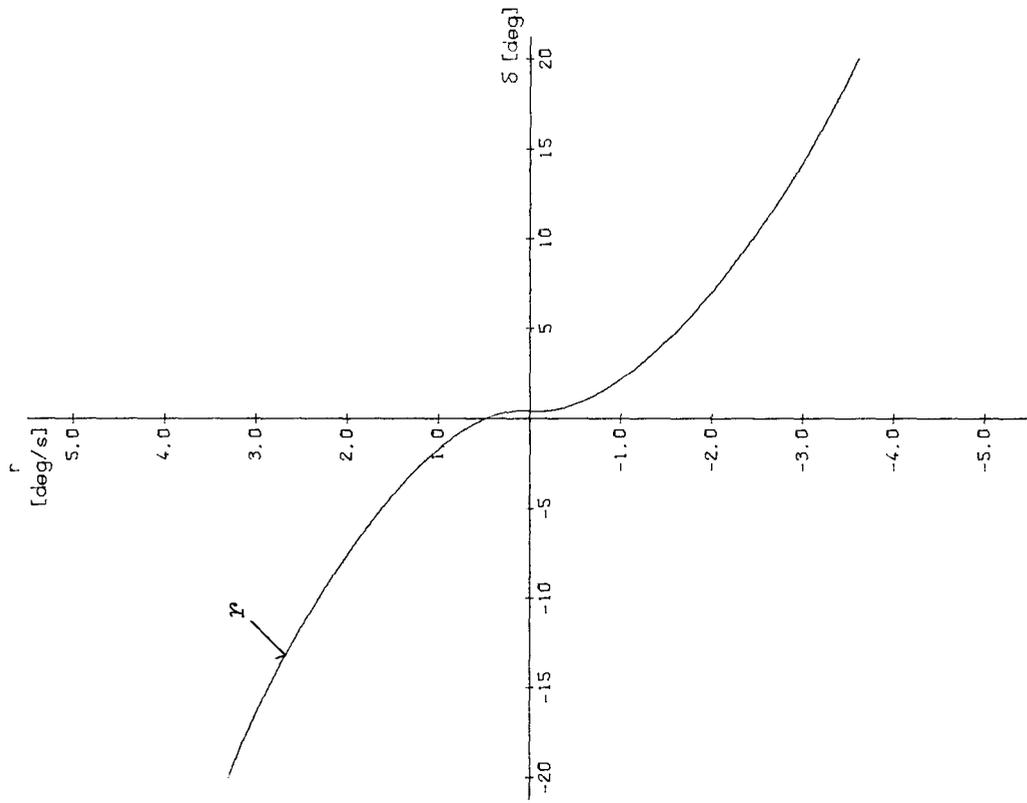


Abb. 20b Vergleich Messung - Simulation
(indirekte System-Identifikation)



$L_{pp} = 6.437 \text{ m}$

HSVA-MODELL NR. 2654 (MARINER) INDIR. IDENTIFIKATION
 AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.543 \text{ M/S}$ ($FN = 0.194$)

Abb. 21 Simuliertes Spiralmänöver

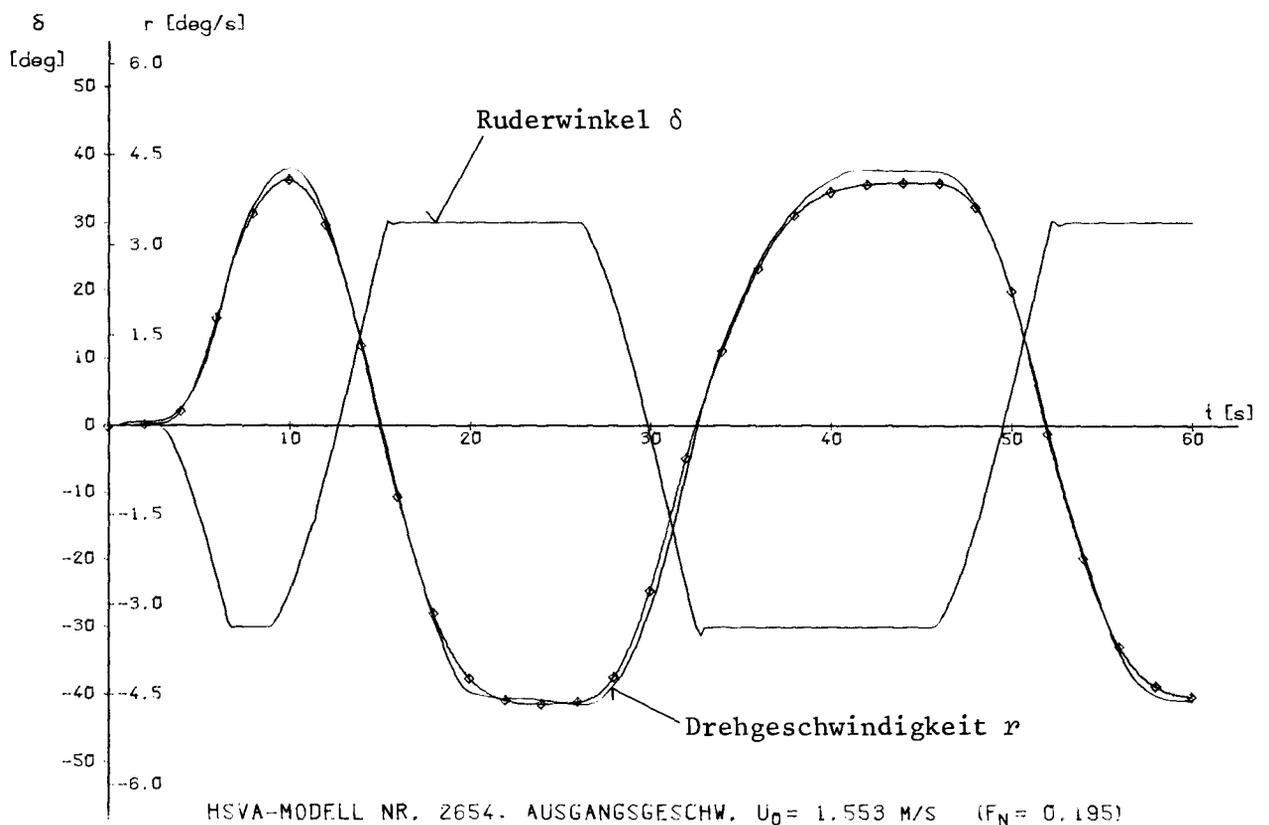
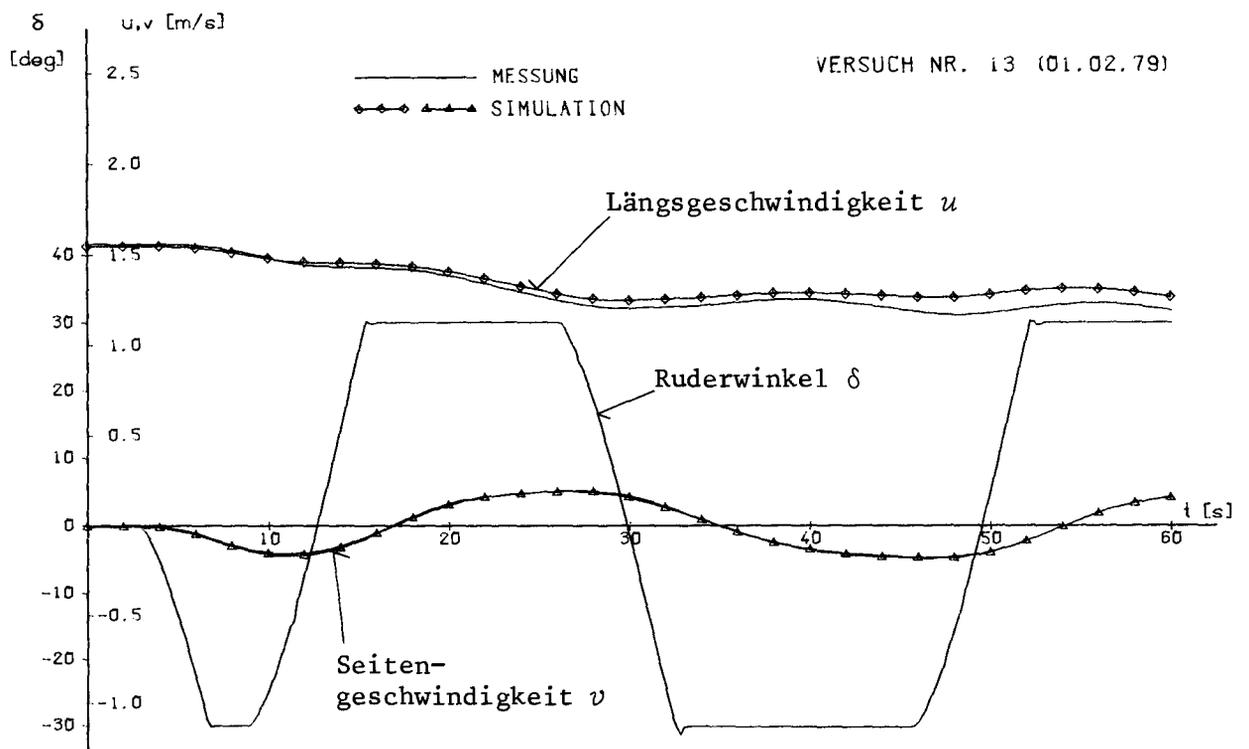


Abb. 22a Vergleich Messung - Simulation
(direkte System-Identifikation)

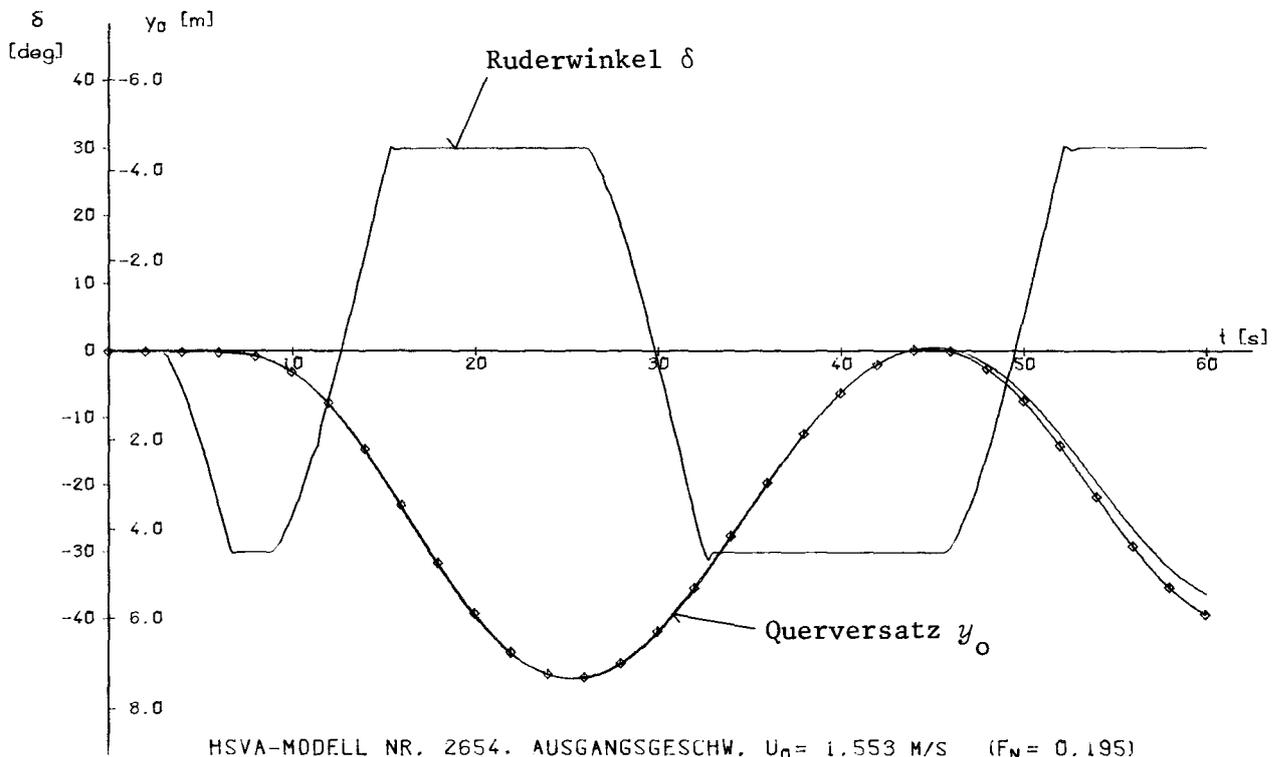
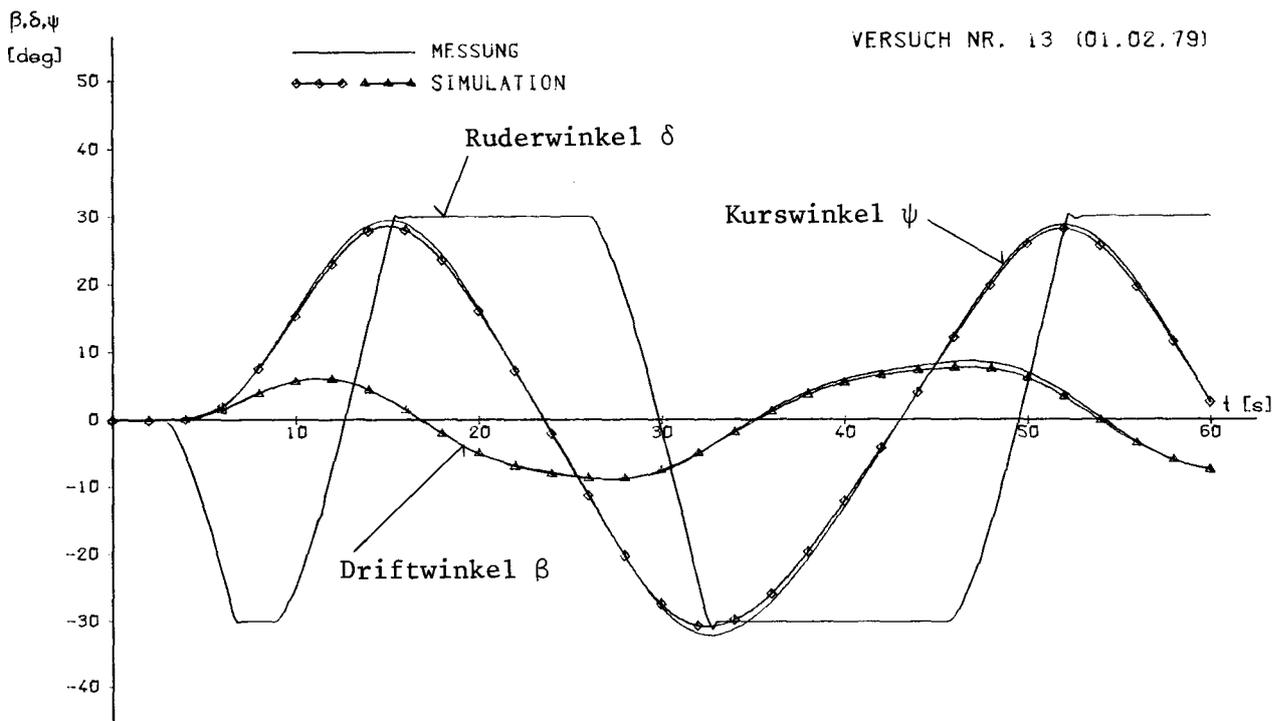


Abb. 22b Vergleich Messung - Simulation
(direkte System-Identifikation)

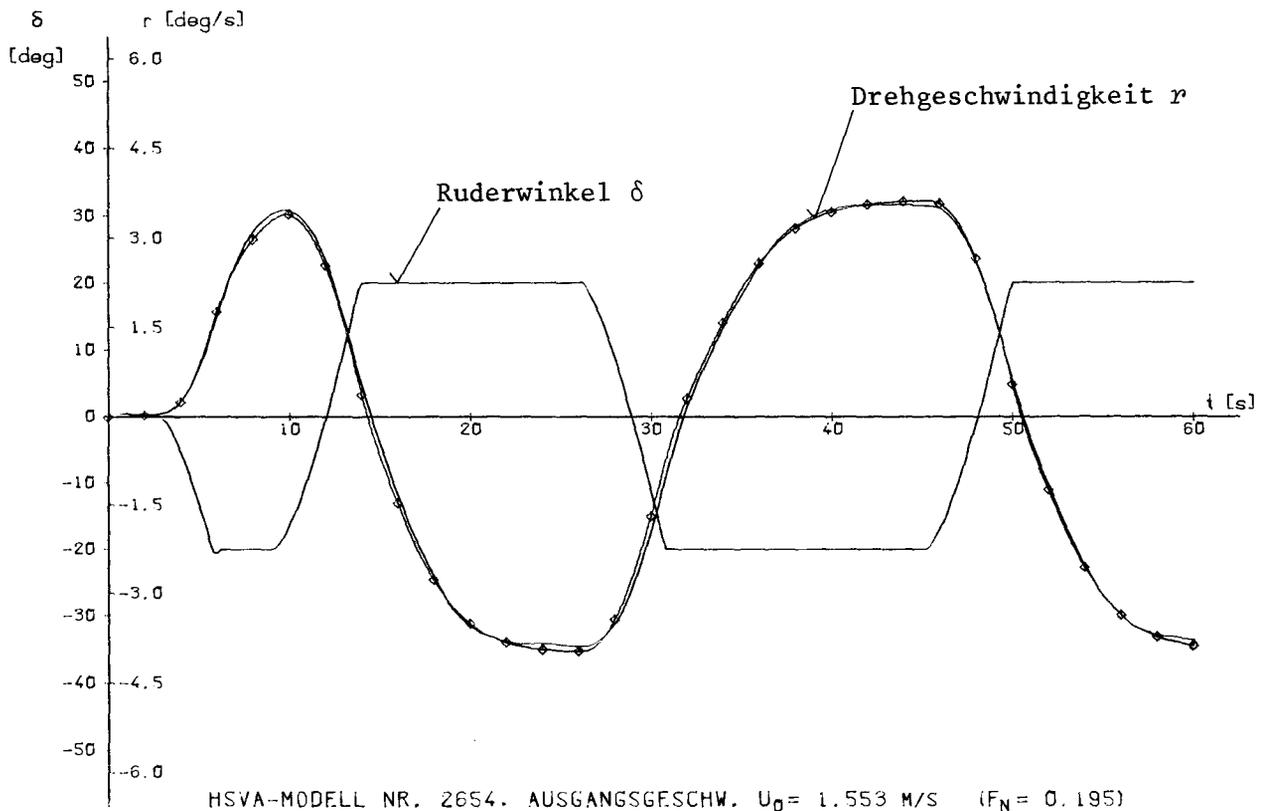
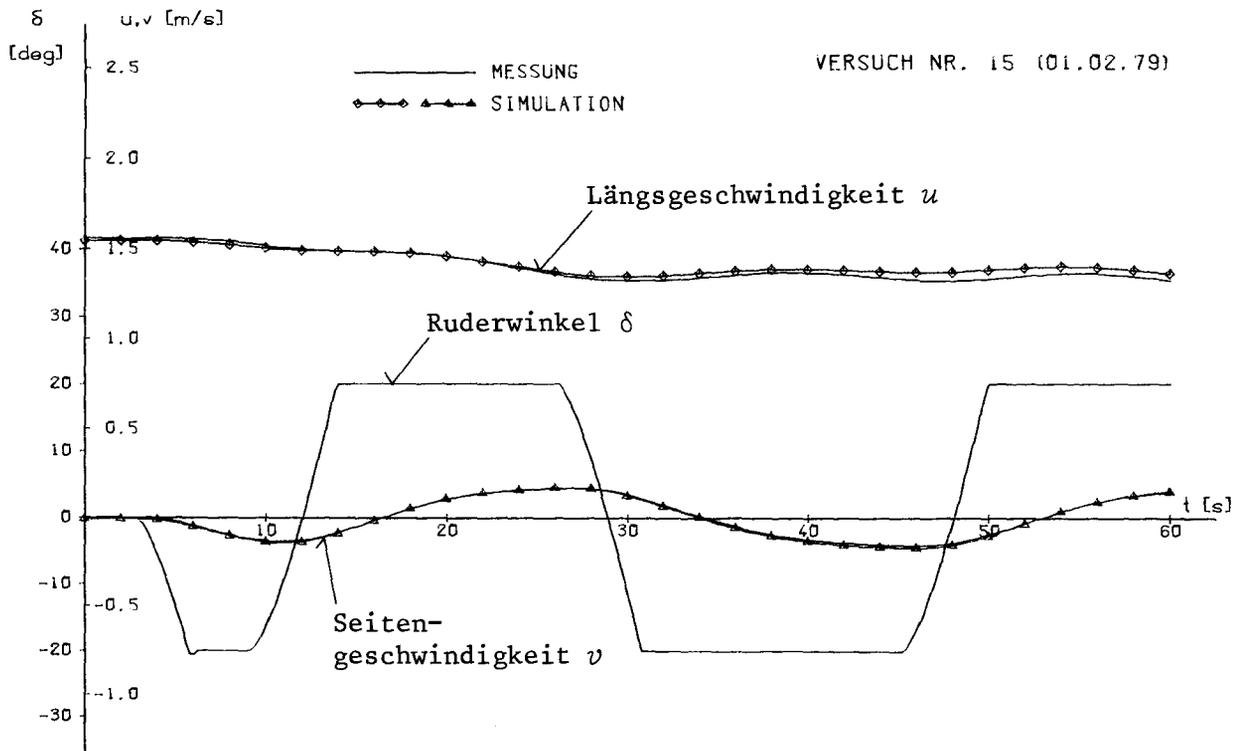


Abb. 23a Vergleich Messung - Simulation
 (direkte System-Identifikation)

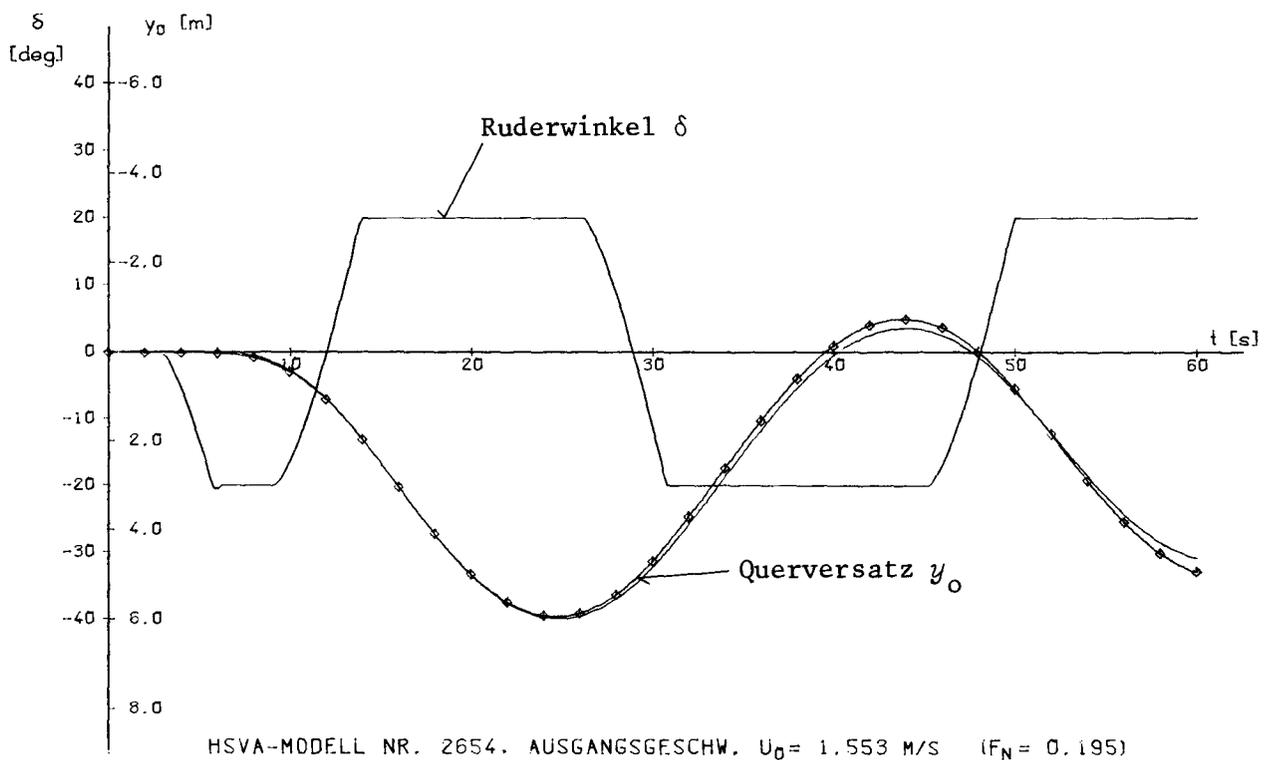
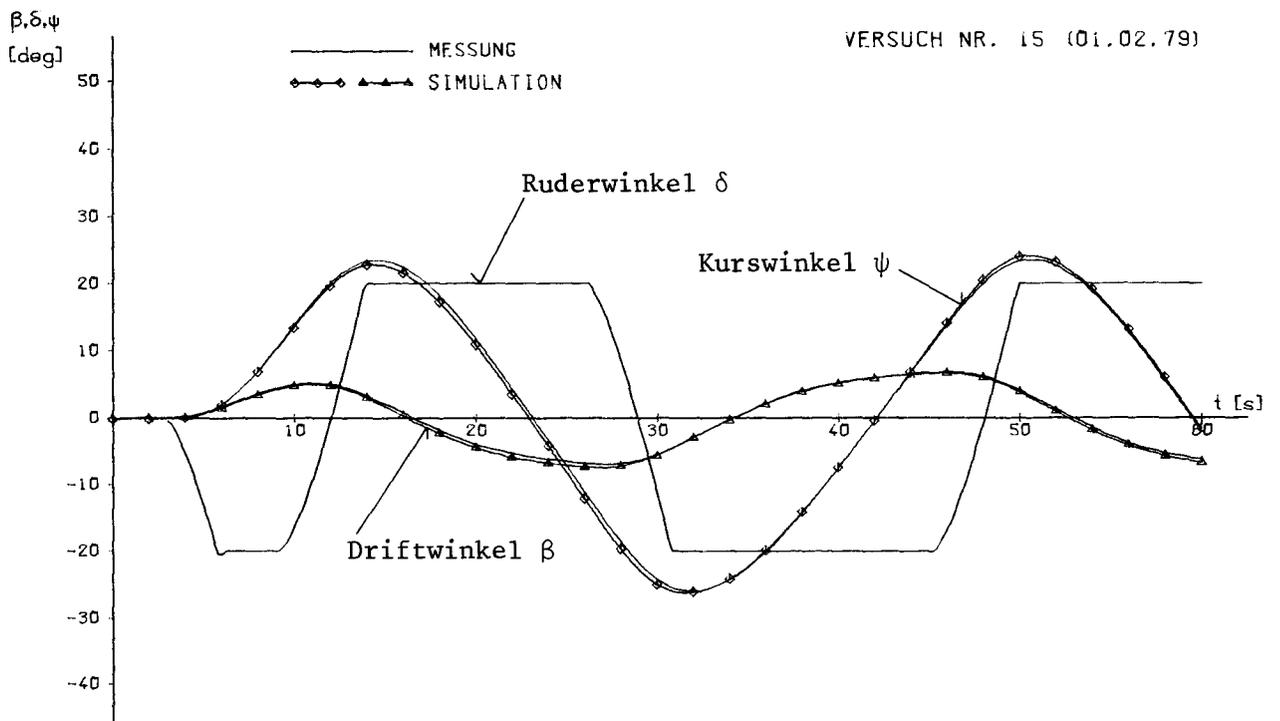


Abb. 23b Vergleich Messung - Simulation
(direkte System-Identifikation)

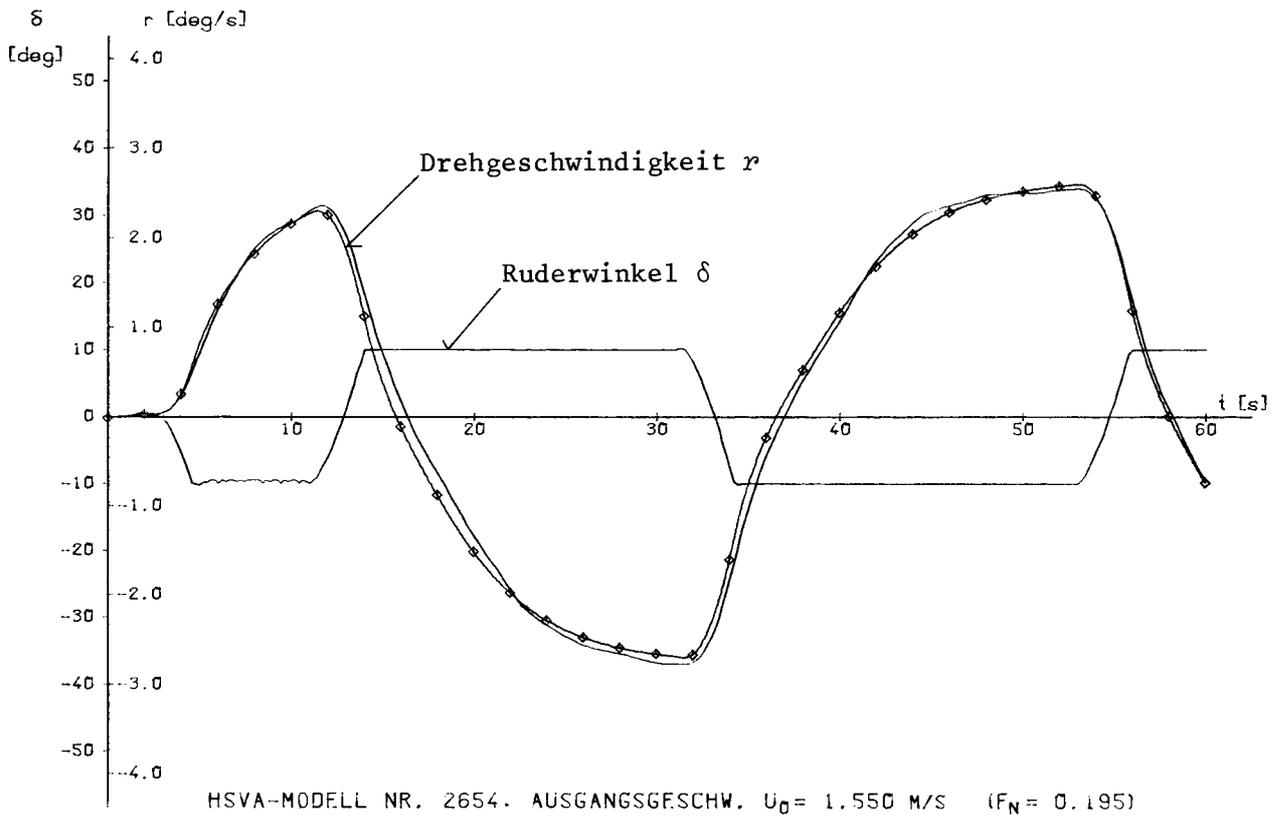
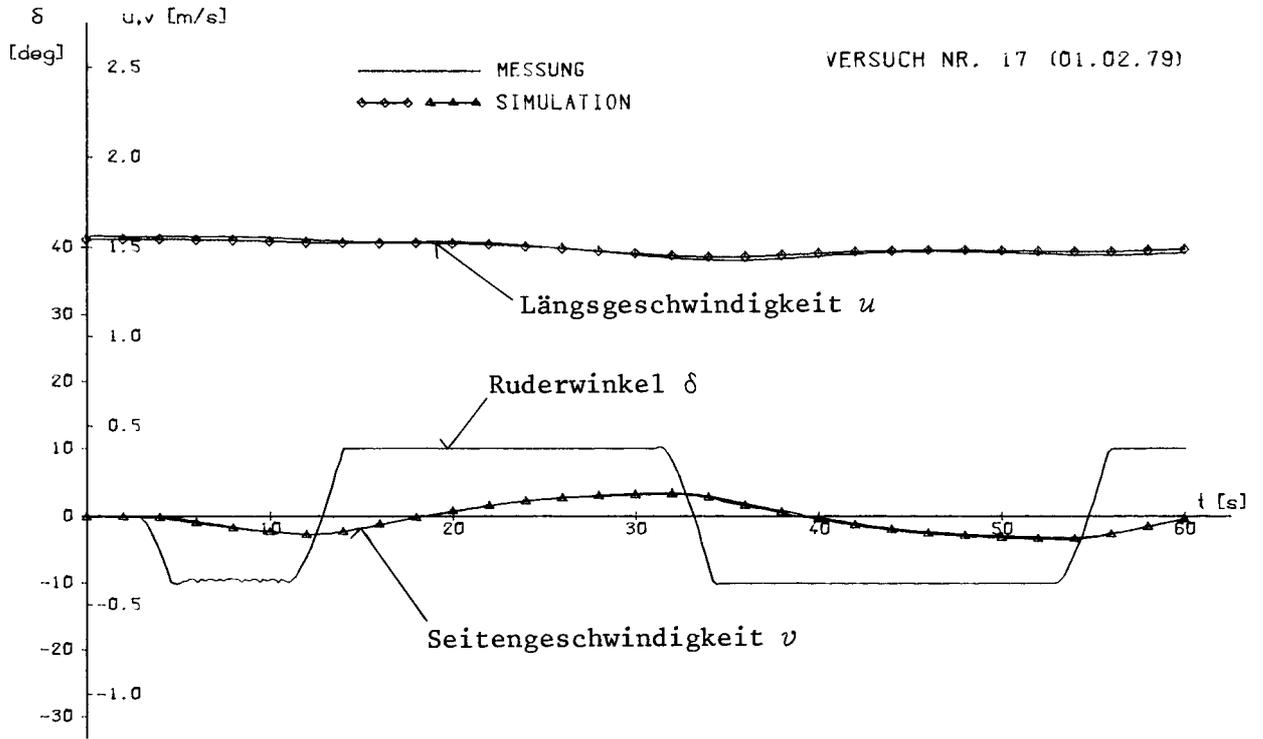


Abb. 24a Vergleich Messung - Simulation
(direkte System-Identifikation)

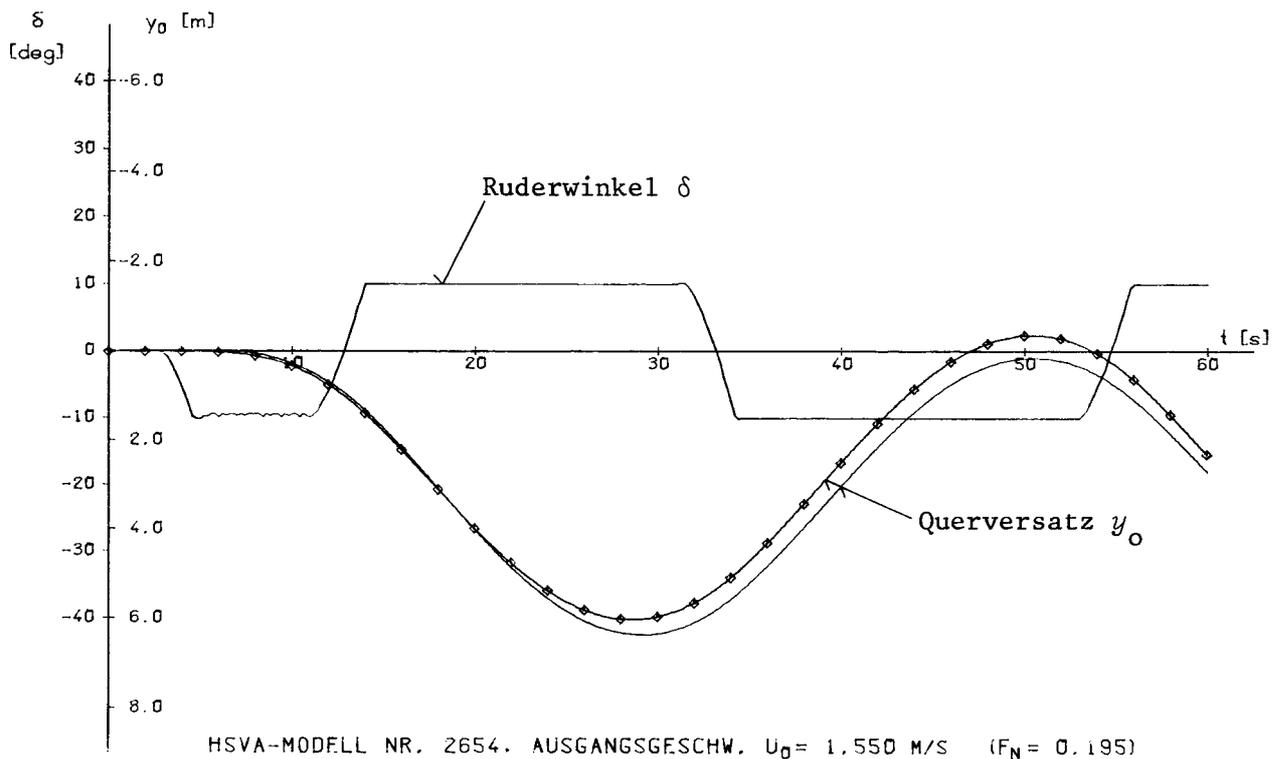
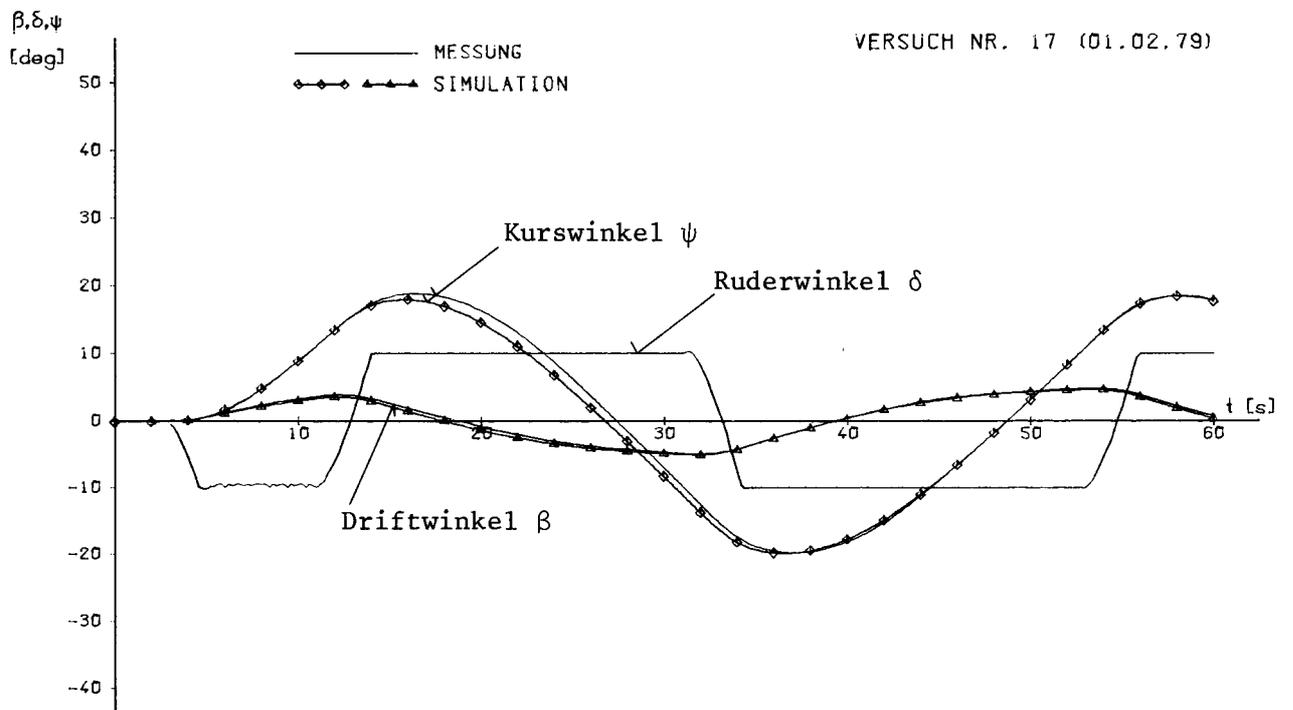


Abb. 24b Vergleich Messung - Simulation
(direkte System-Identifikation)

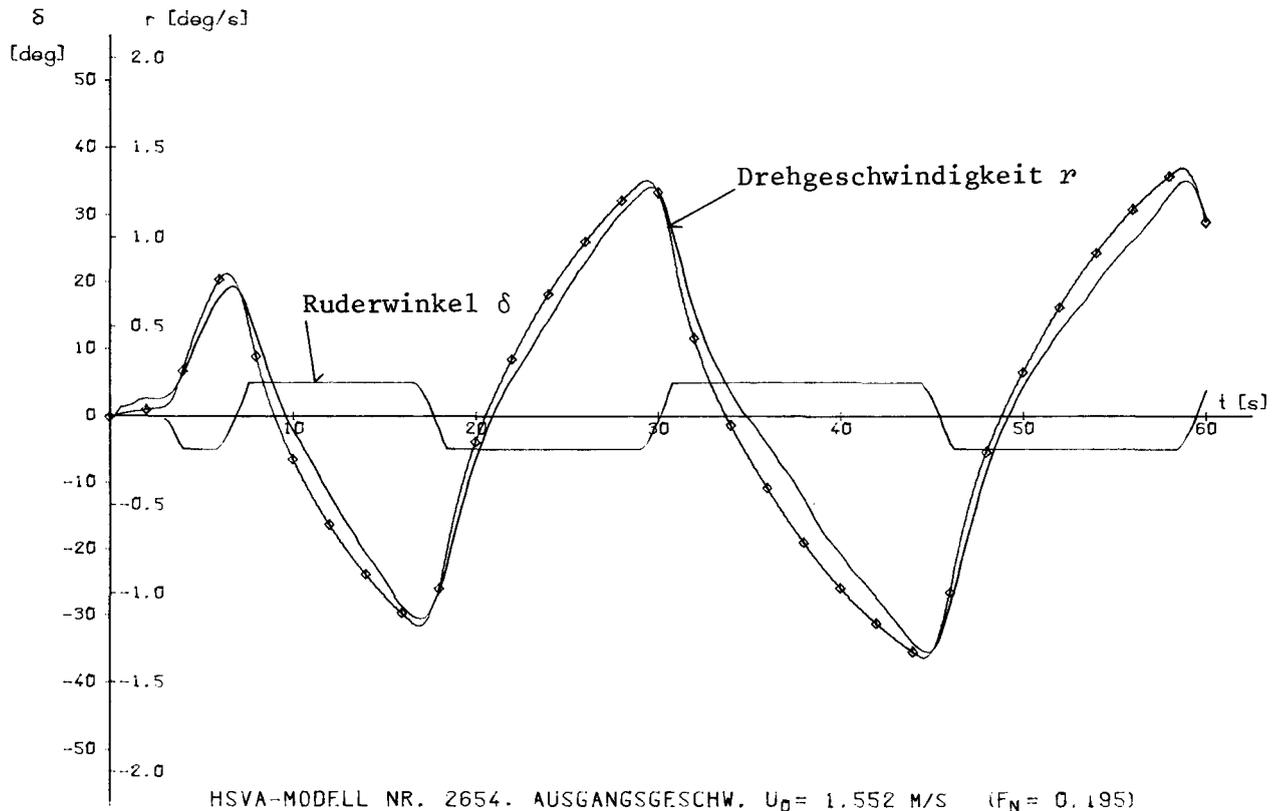
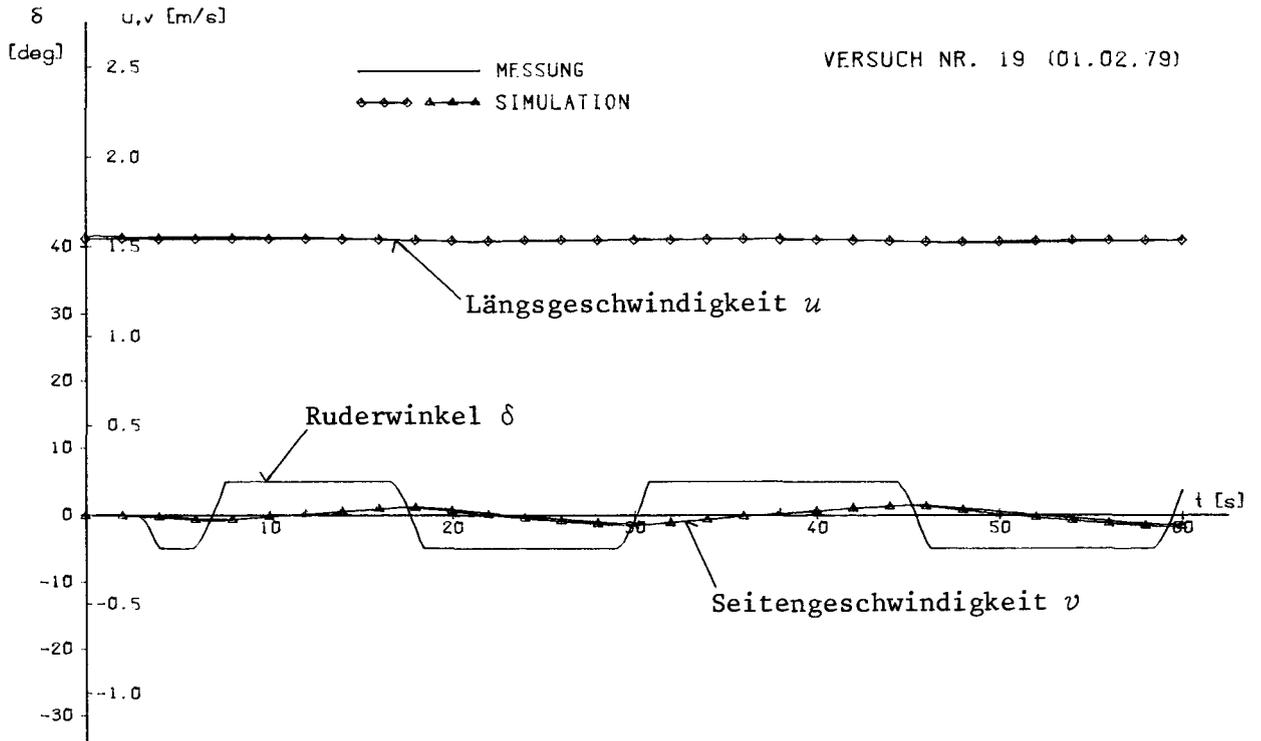


Abb. 25a Vergleich Messung - Simulation
(direkte System-Identifikation)

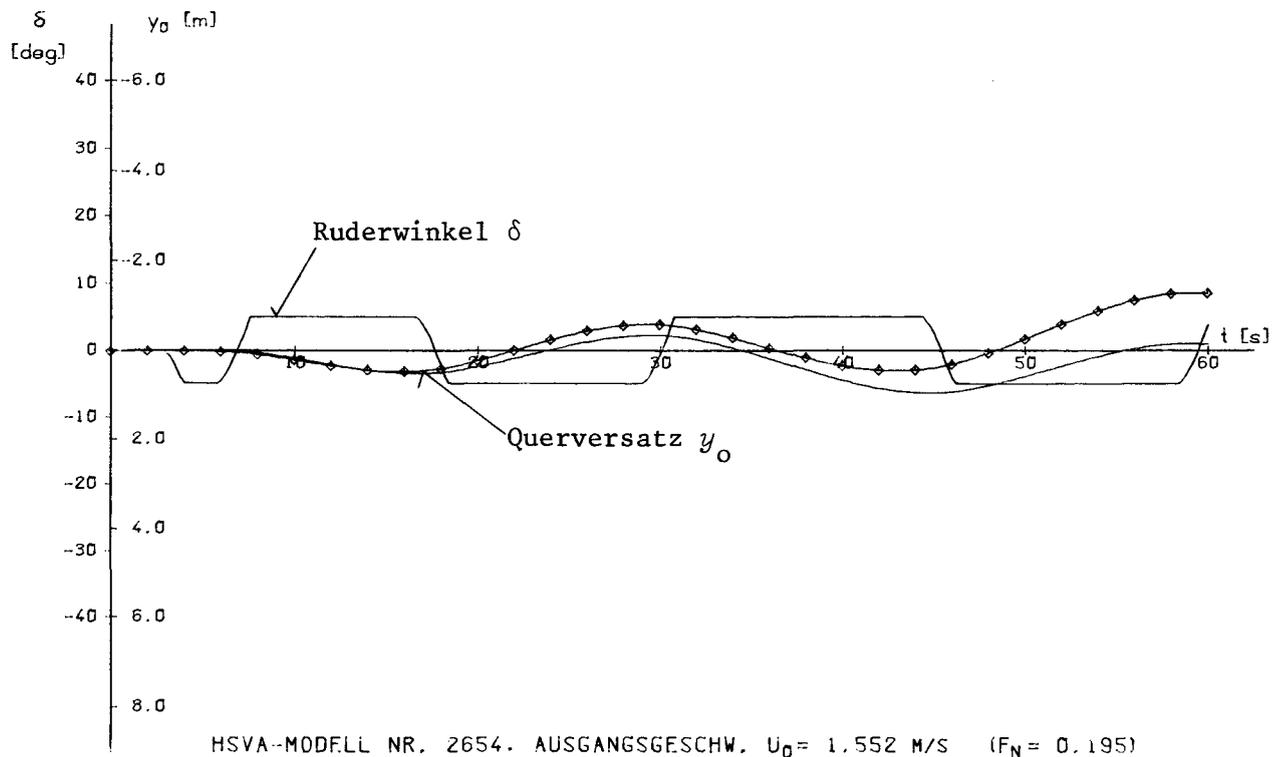
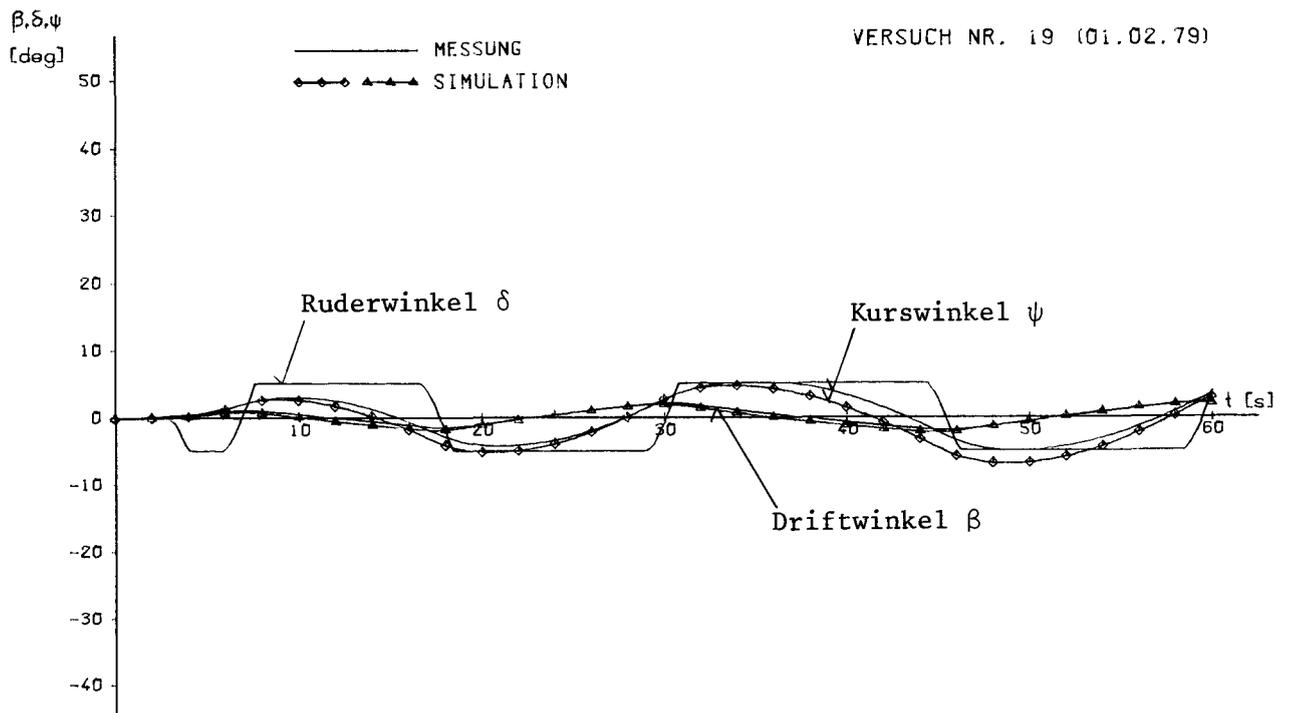
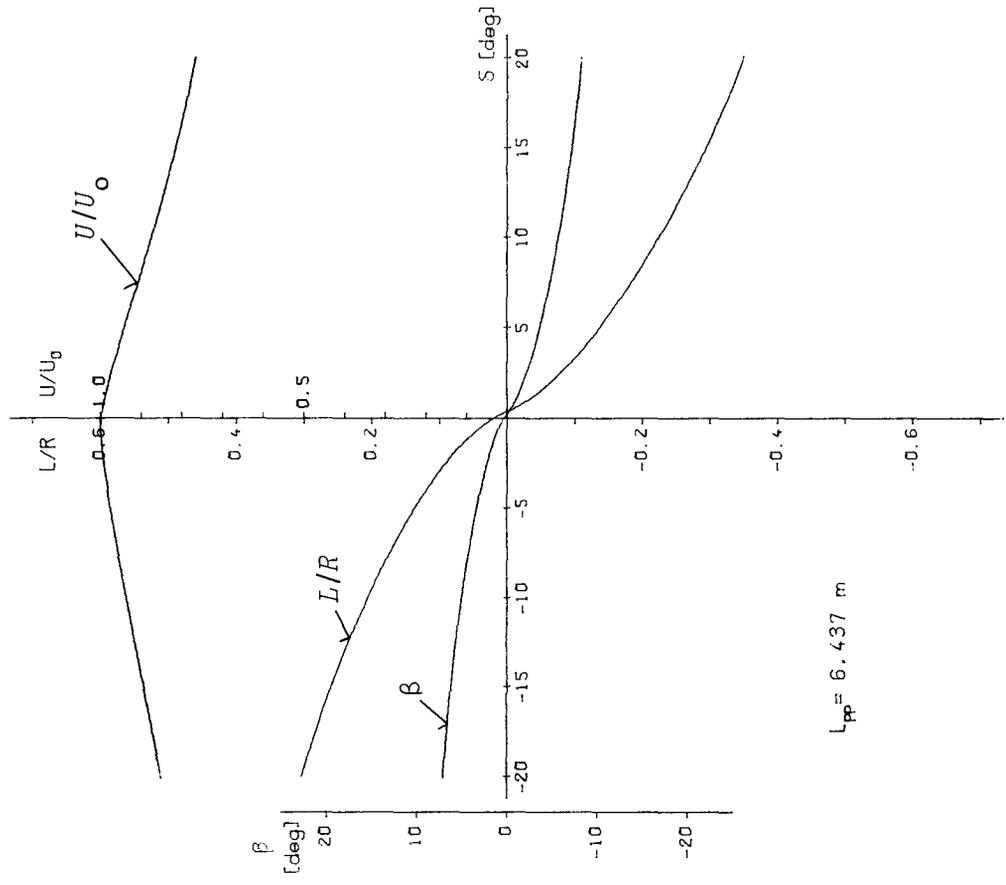
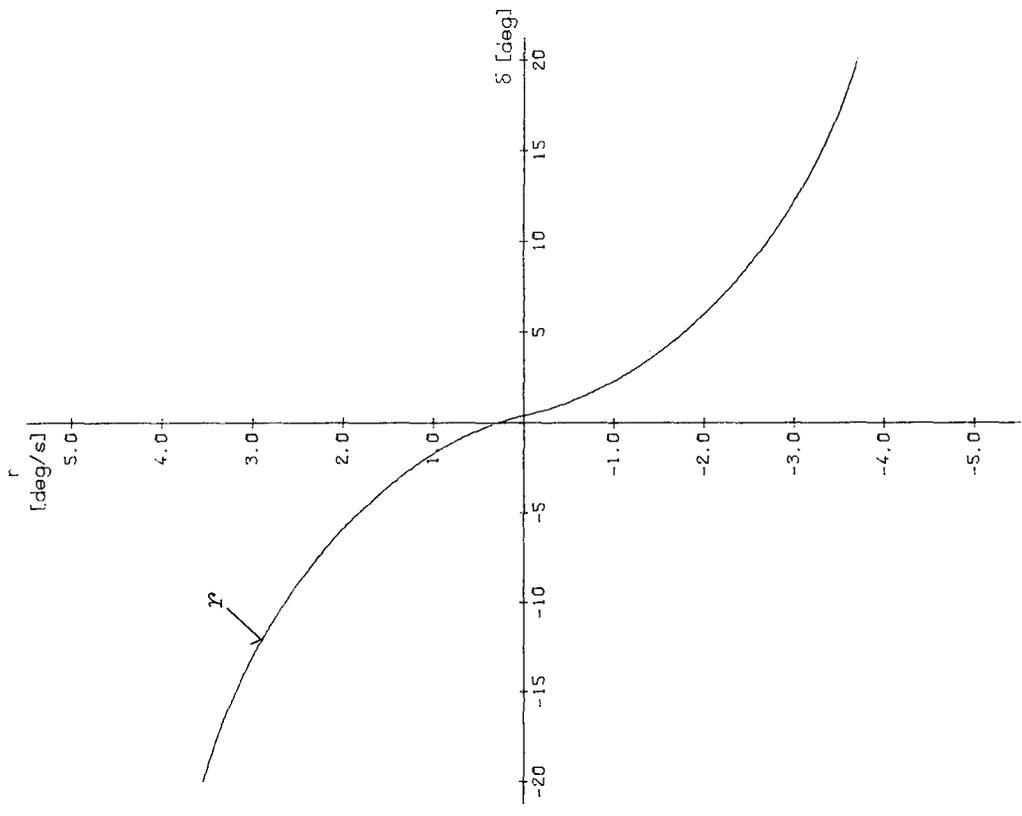


Abb. 25b Vergleich Messung - Simulation
(direkte System-Identifikation)



$L_{pp} = 6.437 \text{ m}$

HSVA-MODELL NR. 2654 (MARINER) DIREKTE IDENTIFIKATION
 AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.543 \text{ M/S}$ ($F_N = 0.194$)

Abb. 26 Simuliertes Spiralmanöver

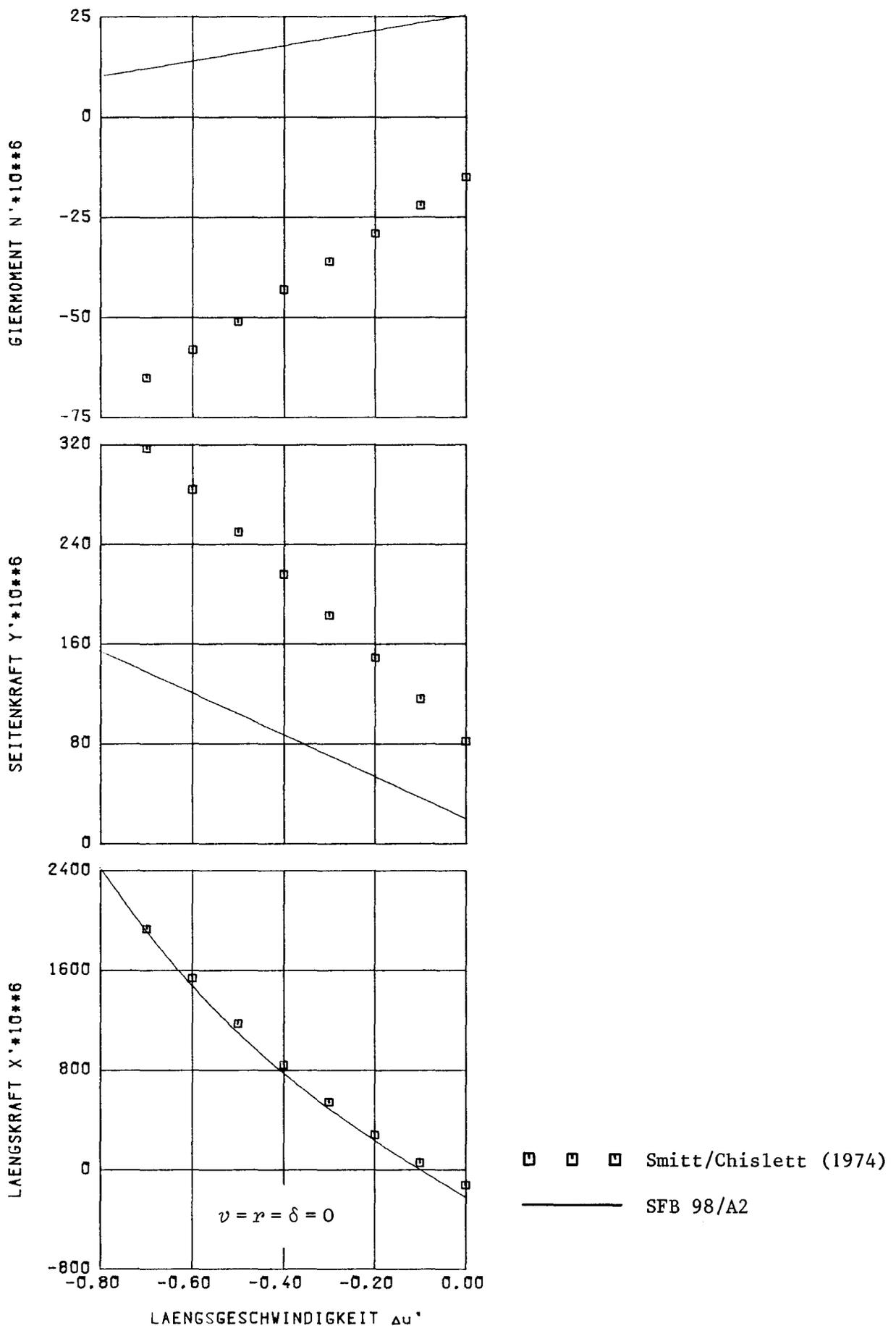


Abb. 27 Vergleich von Kraftbeiwerten in Abhängigkeit von der Geschwindigkeitsänderung $\Delta u'$ ($V = 15$ kn, Selbstprop.punkt Großausführung)

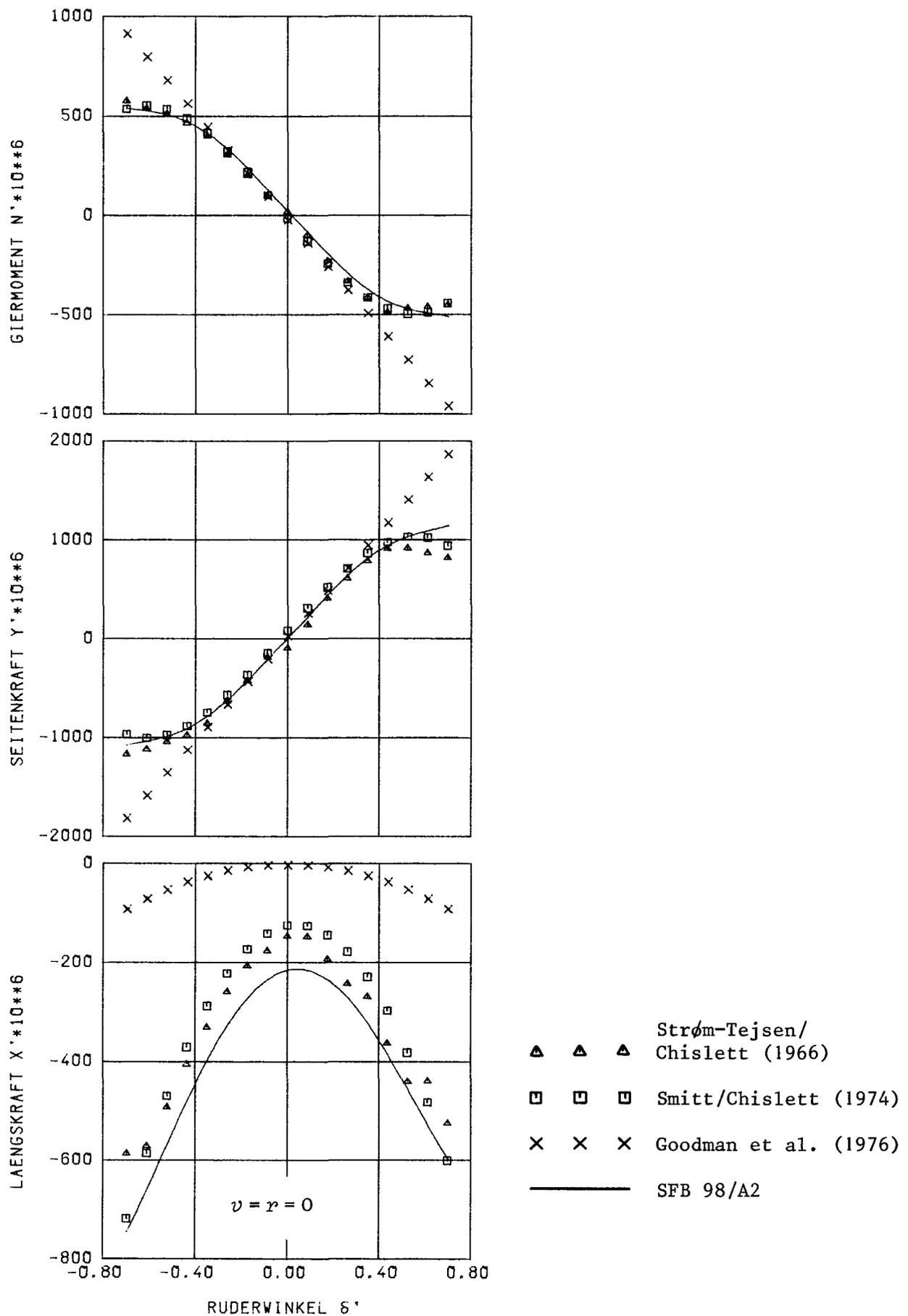


Abb. 28 Vergleich von Kraftbeiwerten in Abhängigkeit vom Ruderwinkel δ ($V = 15$ kn, Selbstprop.punkt Großausführung)

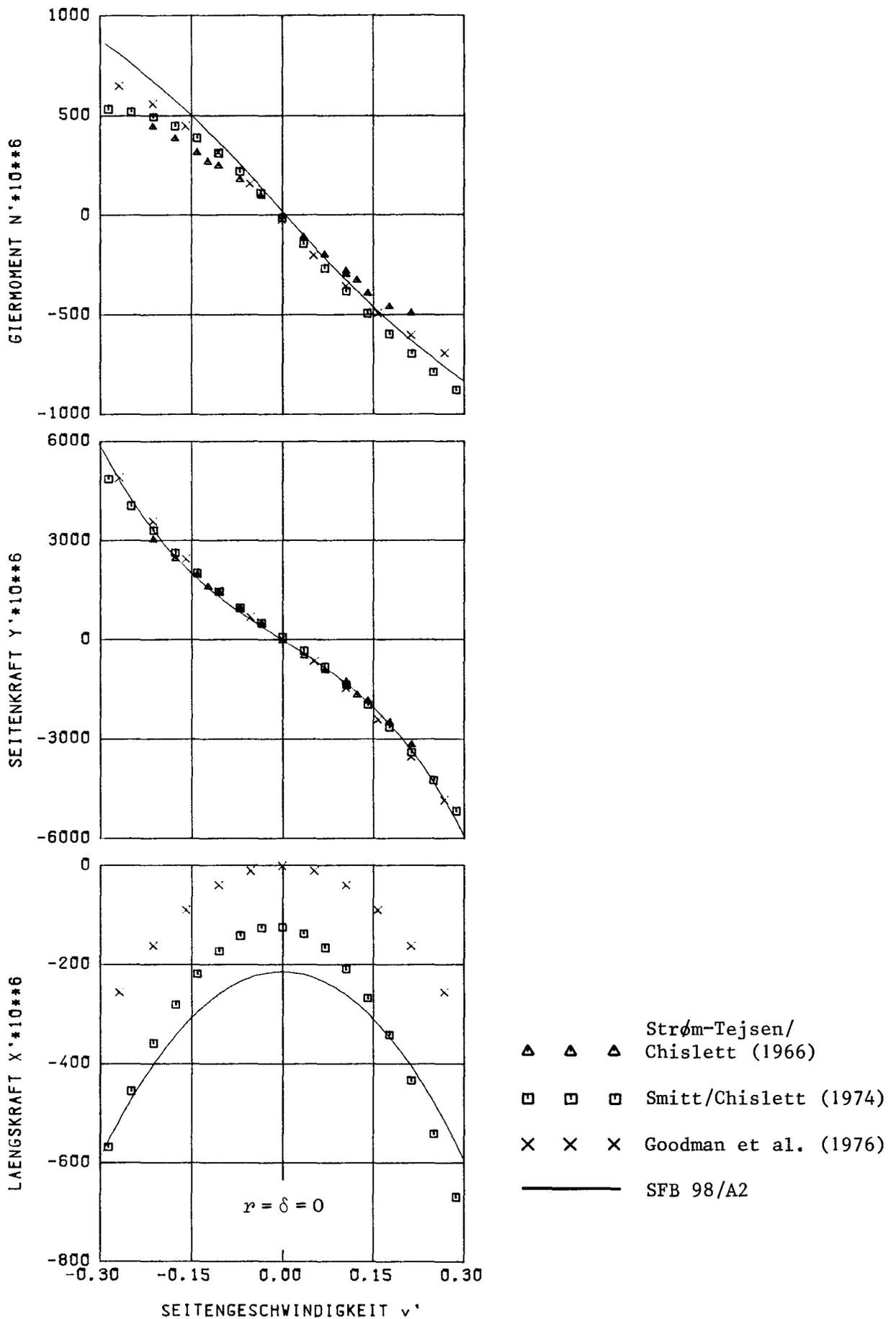


Abb. 29 Vergleich von Kraftbeiwerten in Abhängigkeit
 von der Seitengeschwindigkeit v'
 ($V = 15$ kn, Selbstprop.punkt Großausführung)

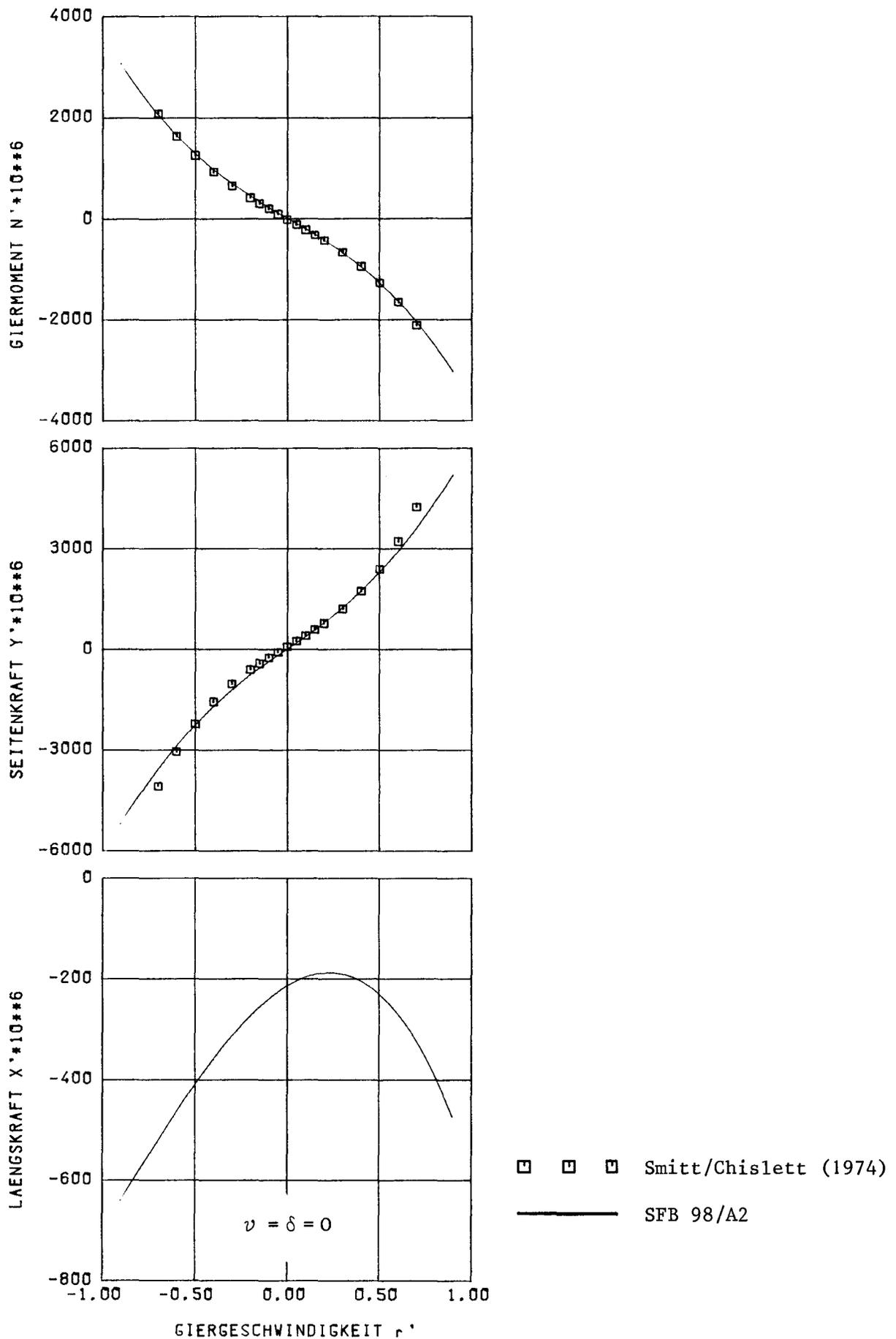


Abb. 30 Vergleich von Kraftbeiwerten in Abhängigkeit von der Giergeschwindigkeit r' ; Drehung um Koordinatenursprung 0! ($v = 15$ kn, Selbstprop.punkt Großausführung)

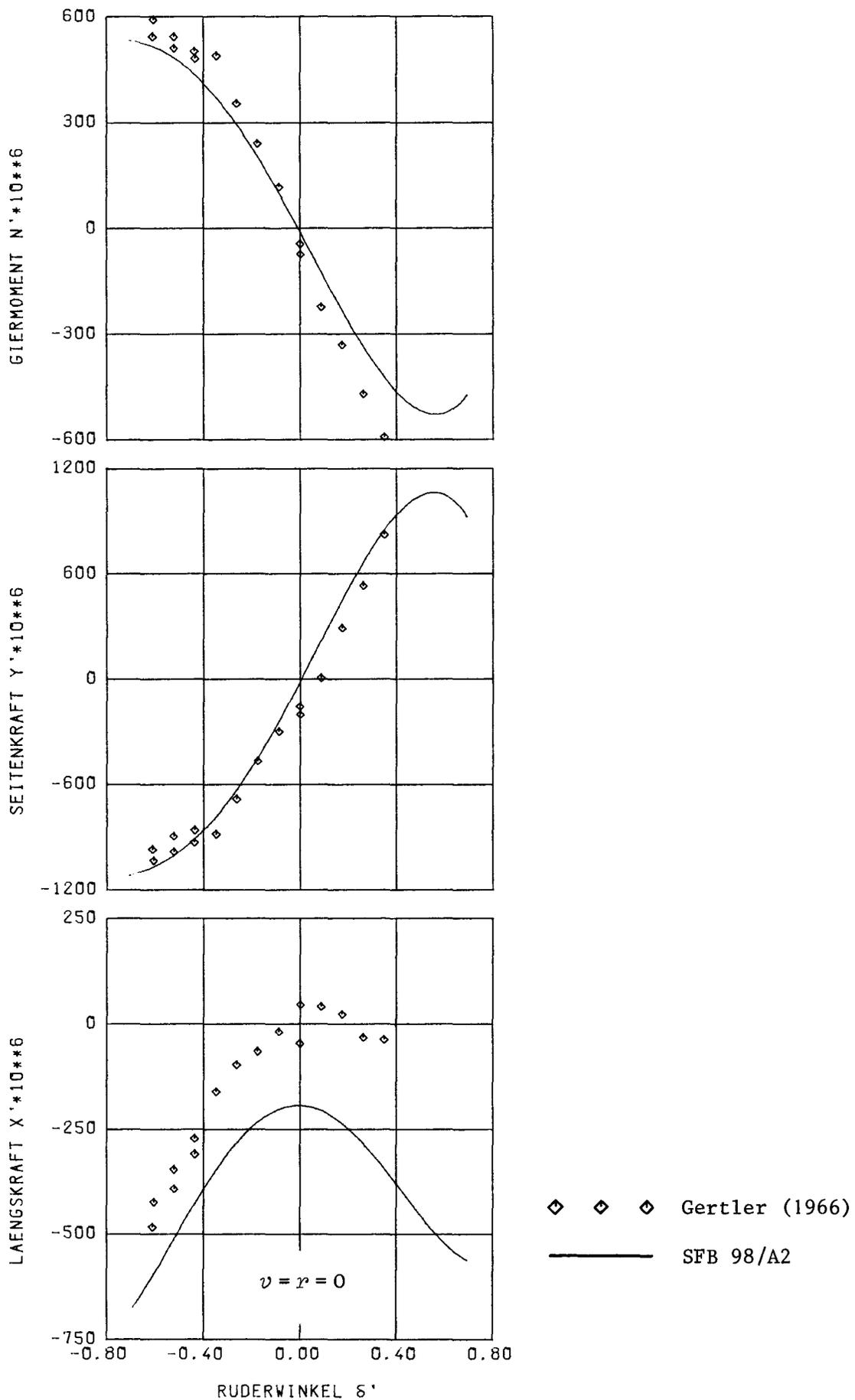


Abb. 31 Vergleich von Kraftbeiwerten in Abhängigkeit vom Ruderwinkel δ ($V = 20$ kn, Selbstprop.punkt Großausführung)

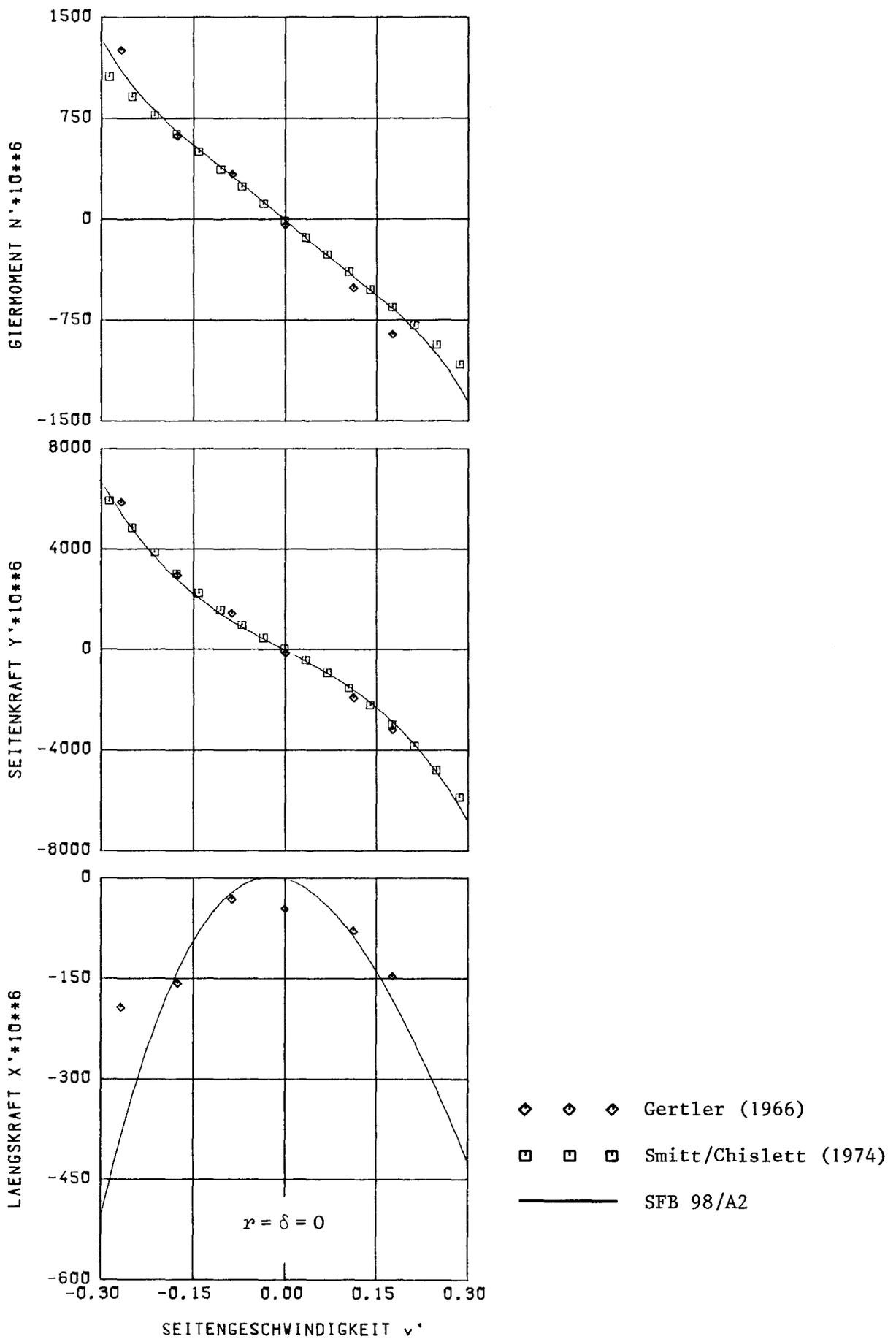


Abb. 32 Vergleich von Kraftbeiwerten in Abhängigkeit von der Seitengeschwindigkeit v' ($V = 20$ kn, Selbstprop.punkt Großausführung)

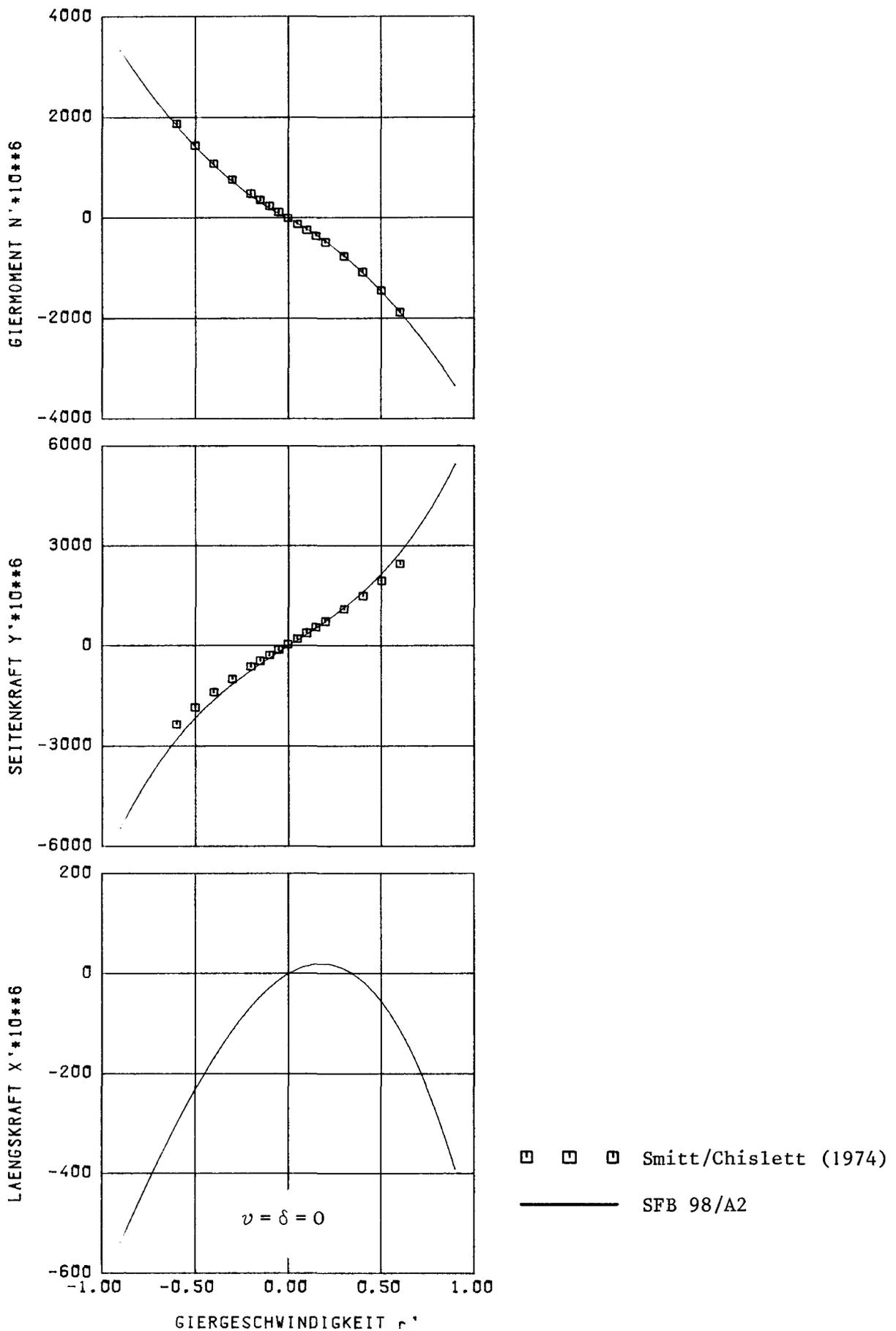


Abb. 33 Vergleich von Kraftbeiwerten in Abhängigkeit von der Giergeschwindigkeit r' ; Drehung um Koordinatenursprung 0! ($v = 20$ kn, Selbstprop.punkt Großausführung)

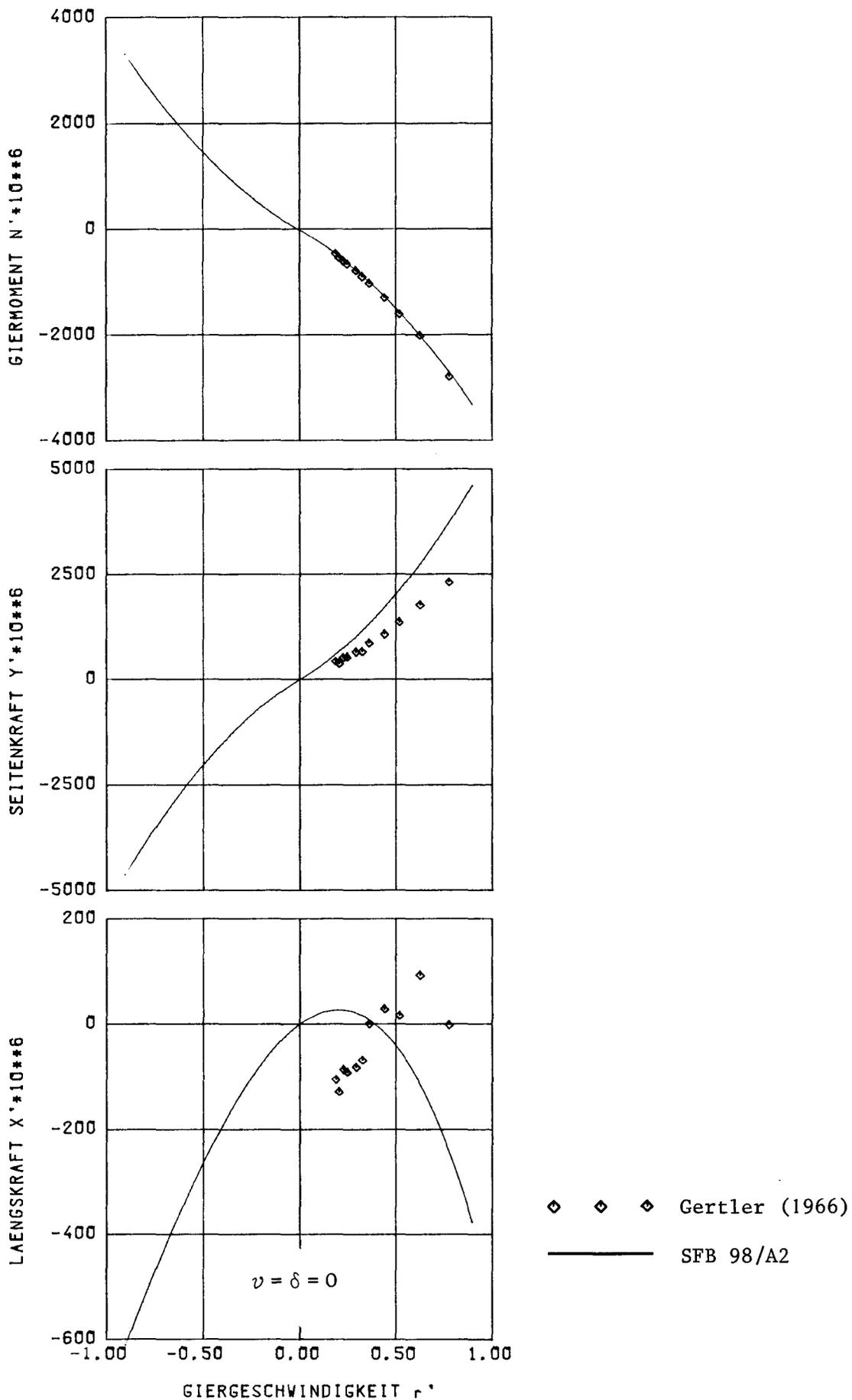
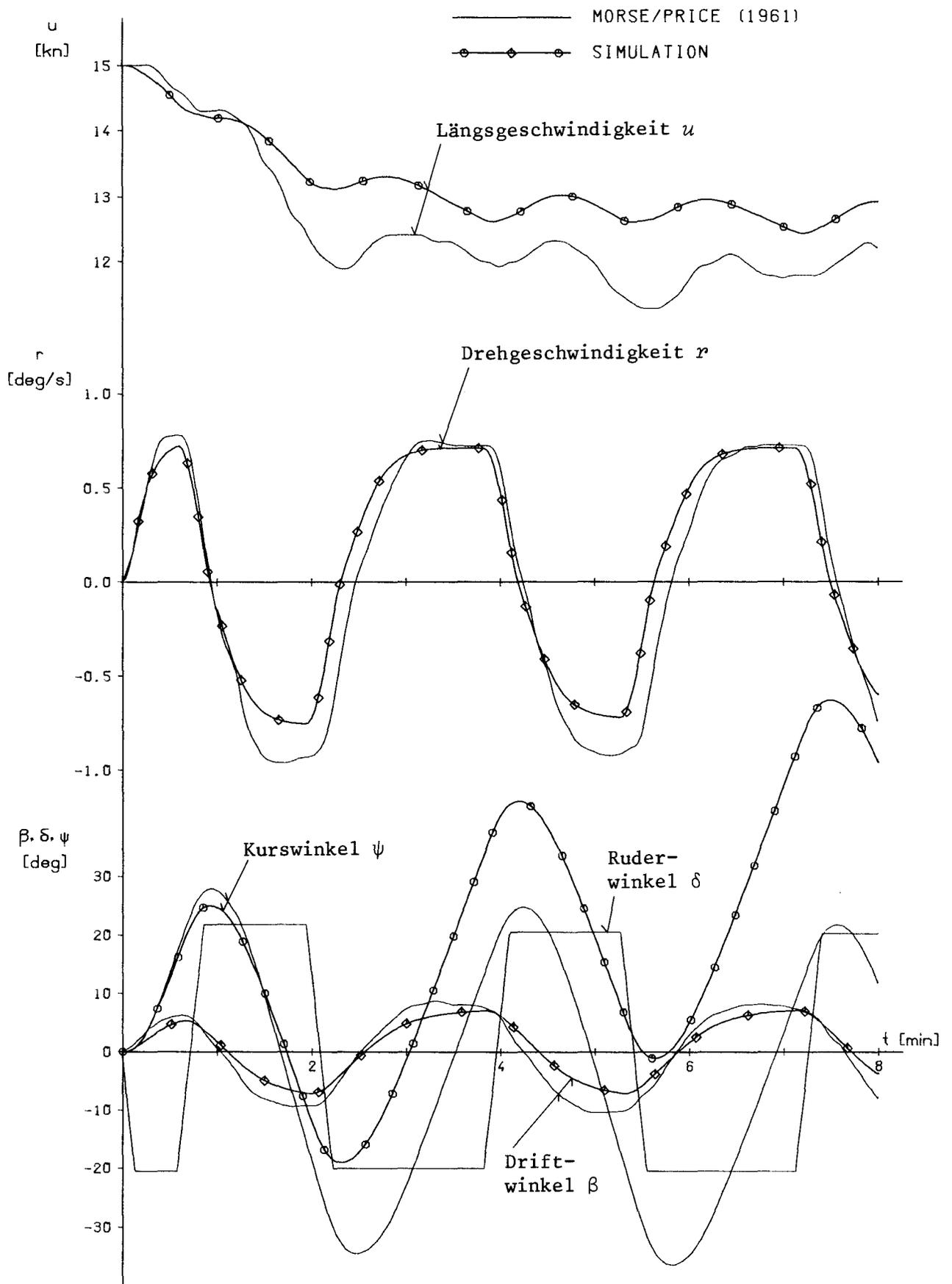
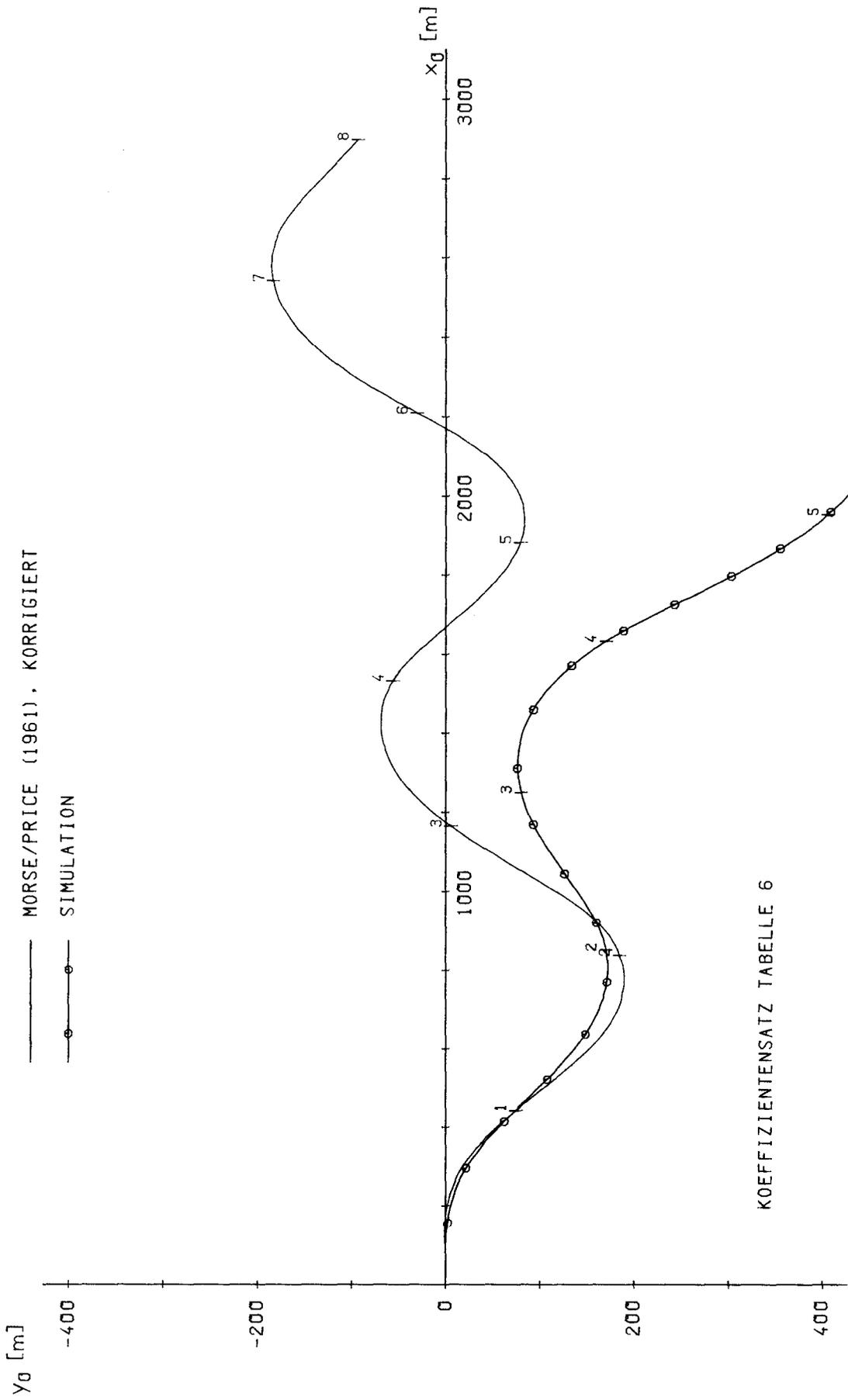


Abb. 34 Vergleich von Kraftbeiwerten in Abhängigkeit von der Giergeschwindigkeit r' ; Drehung um Gewichtsschwerpunkt G ! ($V = 20$ kn, Selbstprop.punkt Großausführung)



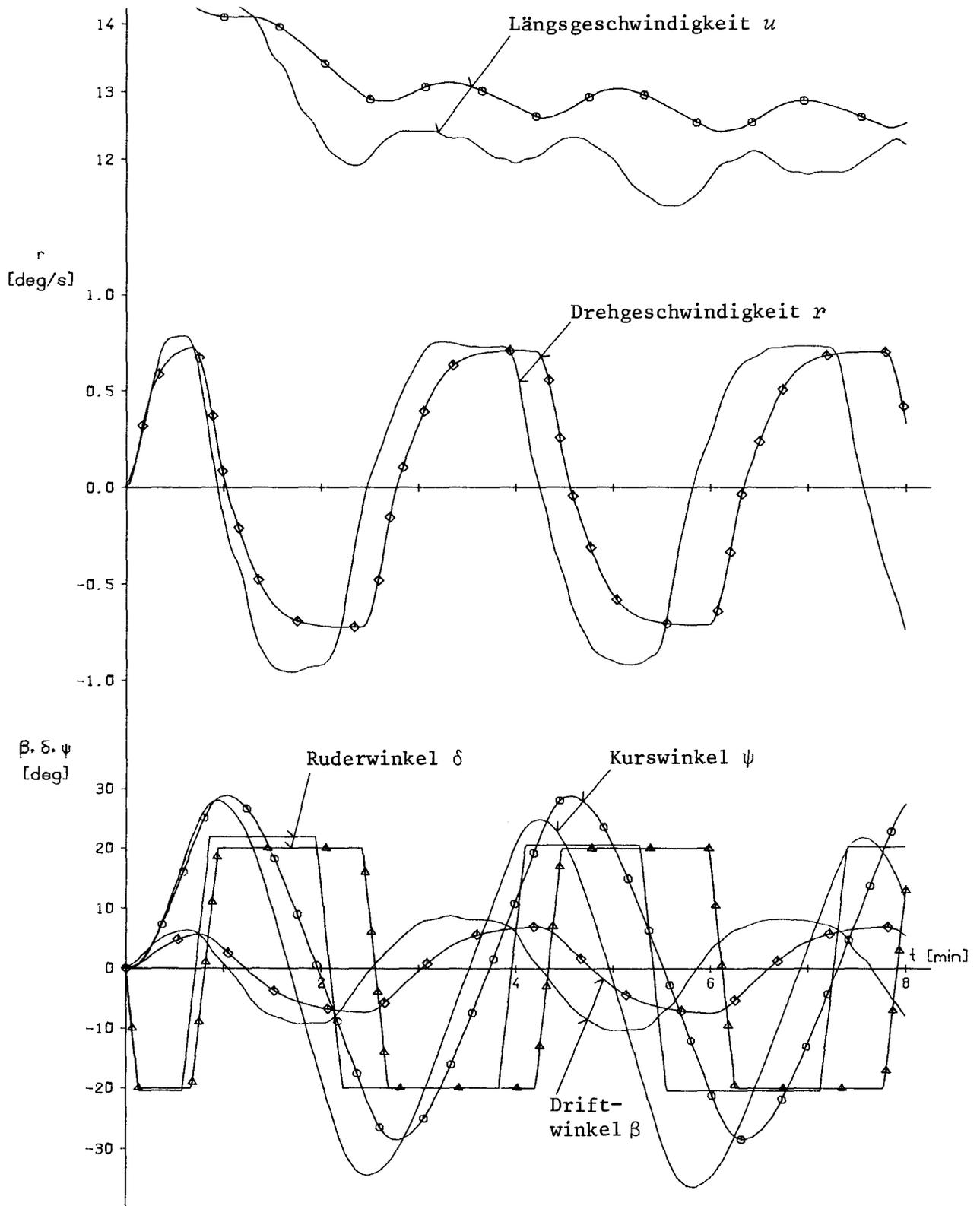
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6

Abb. 35a Vergleich Messung - Simulation: $20^0/20^0$ Z-Manöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)



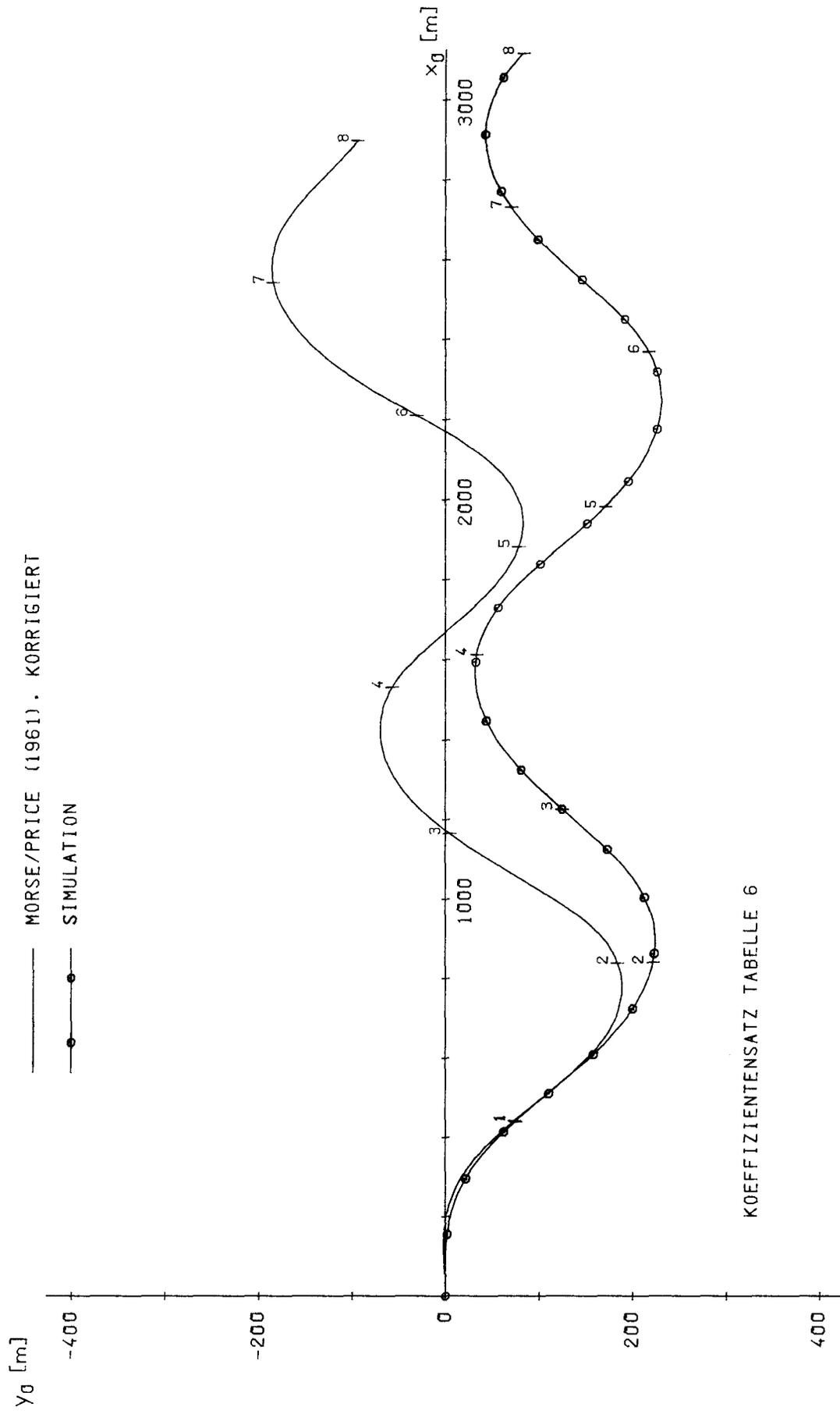
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6

Abb. 35b Vergleich Messung - Simulation: 20°/20° Z-Manöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Grobausführung)



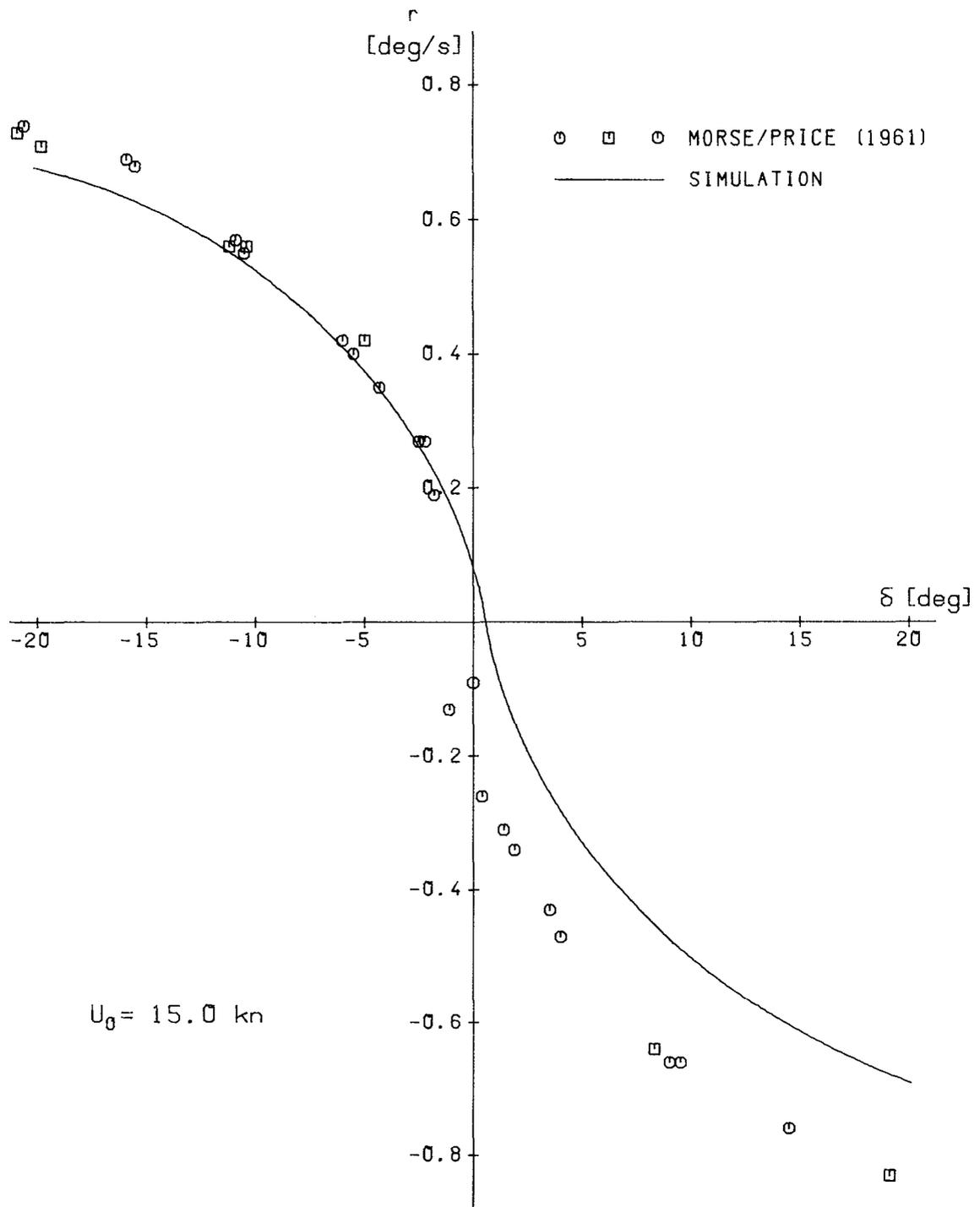
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6

Abb. 36a Vergleich Messung - Simulation: $20^0/20^0$ Z-Manöver
(direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)



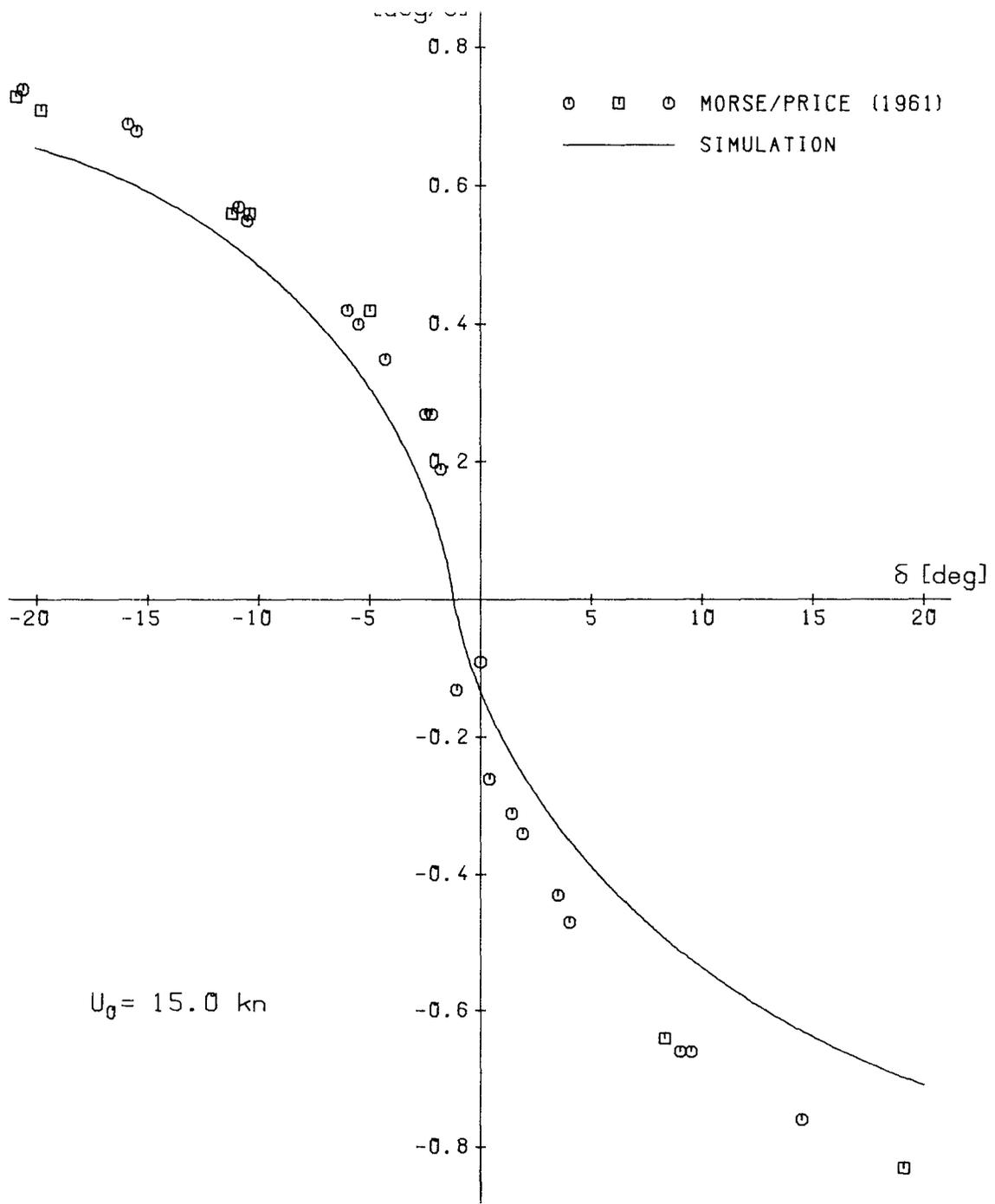
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6

Abb. 36b Vergleich Messung - Simulation: $20^\circ/20^\circ$ Z-Manöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)



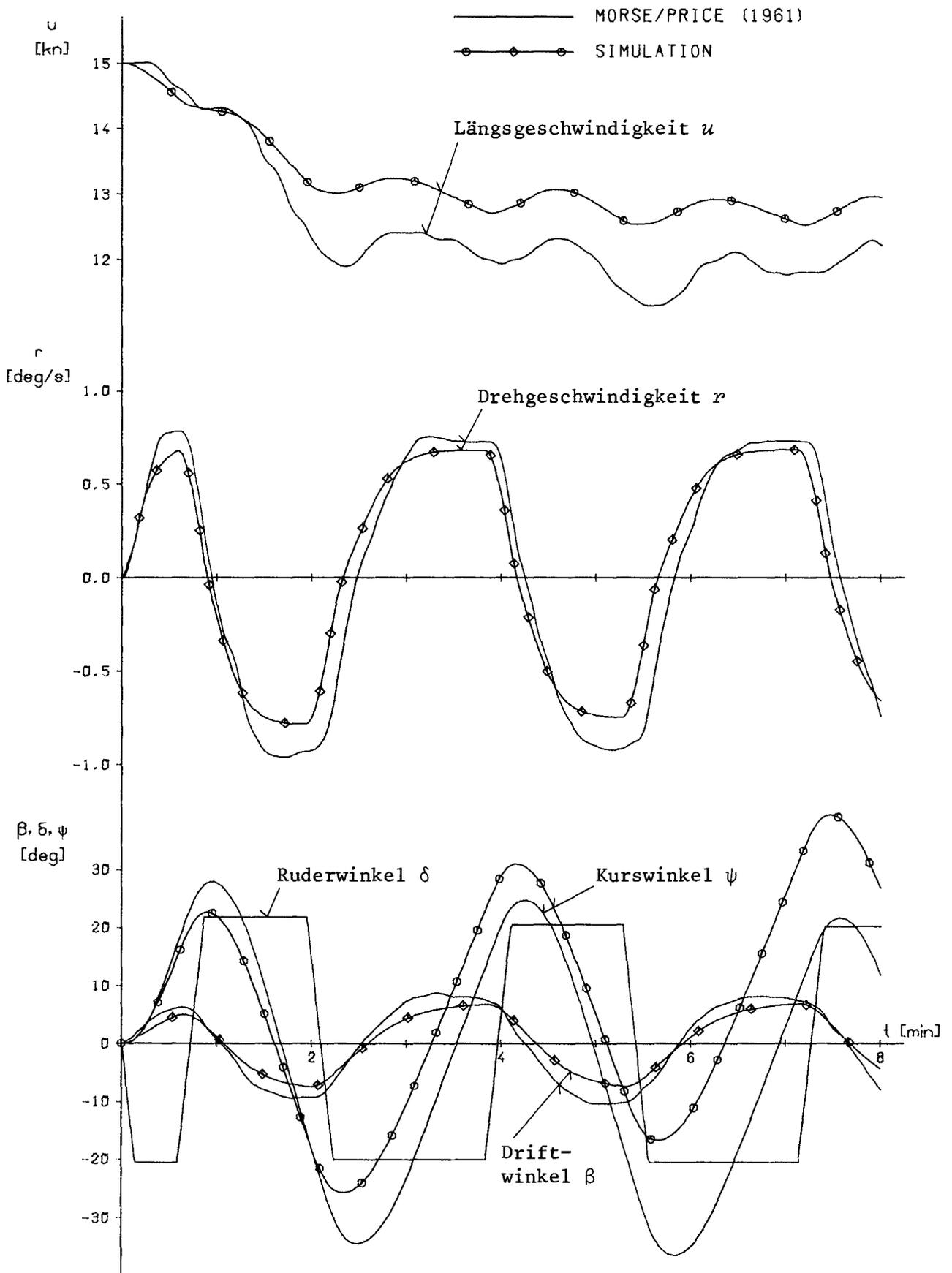
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6

Abb. 37a Vergleich Messung - Simulation: Spiralmanöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)



KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6 (MODIFIZIERT)

Abb. 37b Vergleich Messung - Simulation: Spiralmanöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)



KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6 (MODIFIZIERT)

Abb. 38a Vergleich Messung - Simulation: 20⁰/20⁰ Z-Manöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)

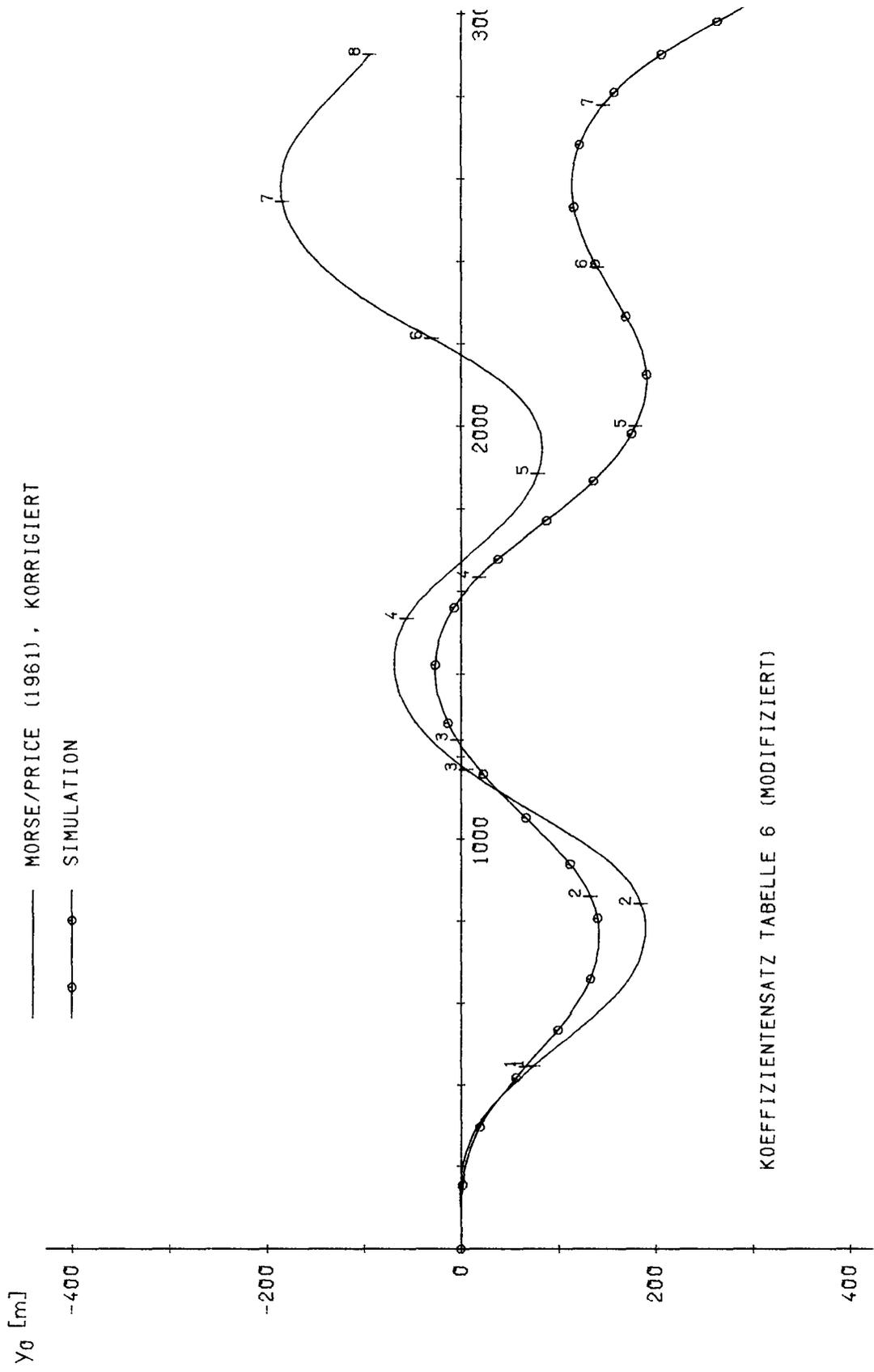
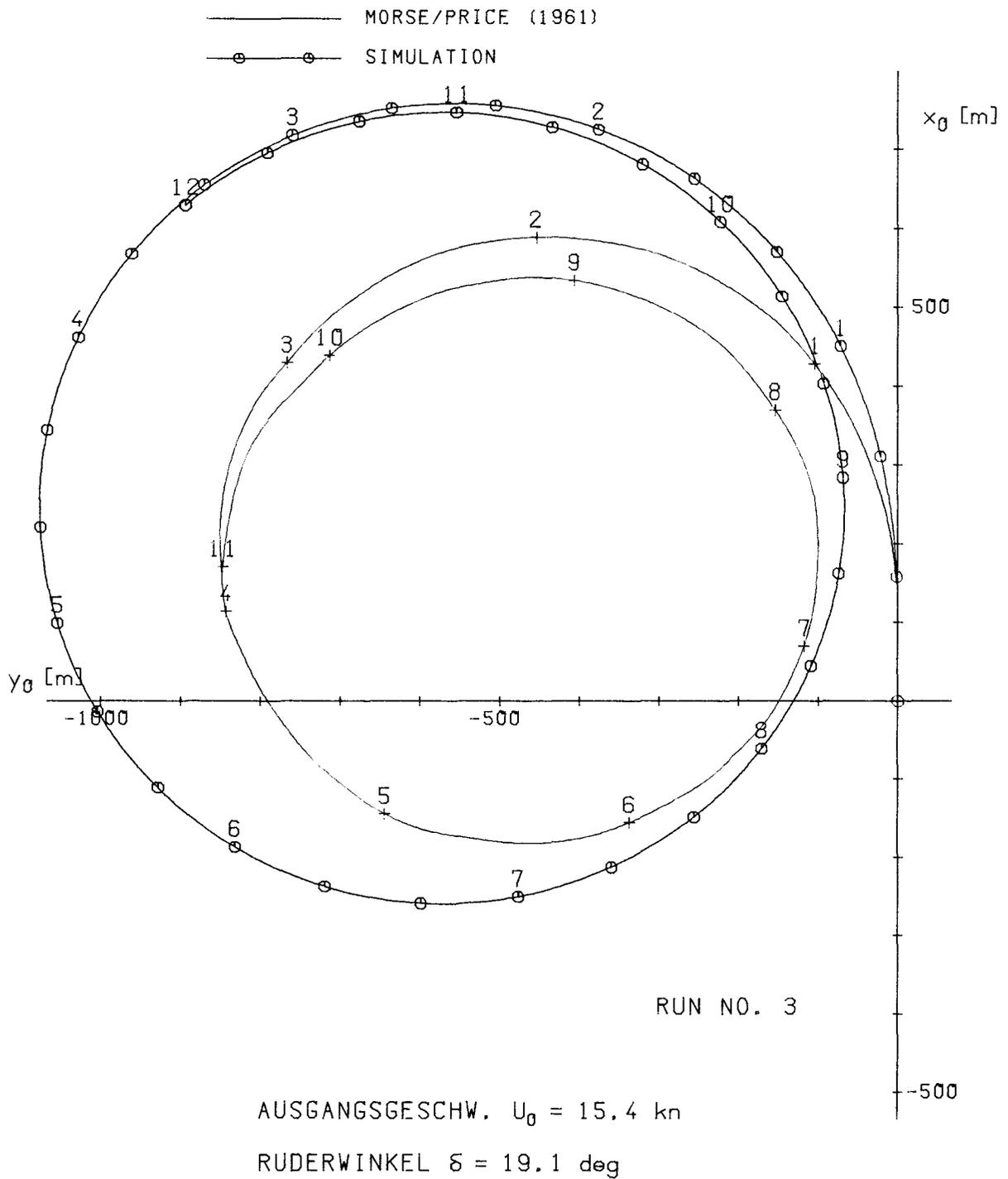
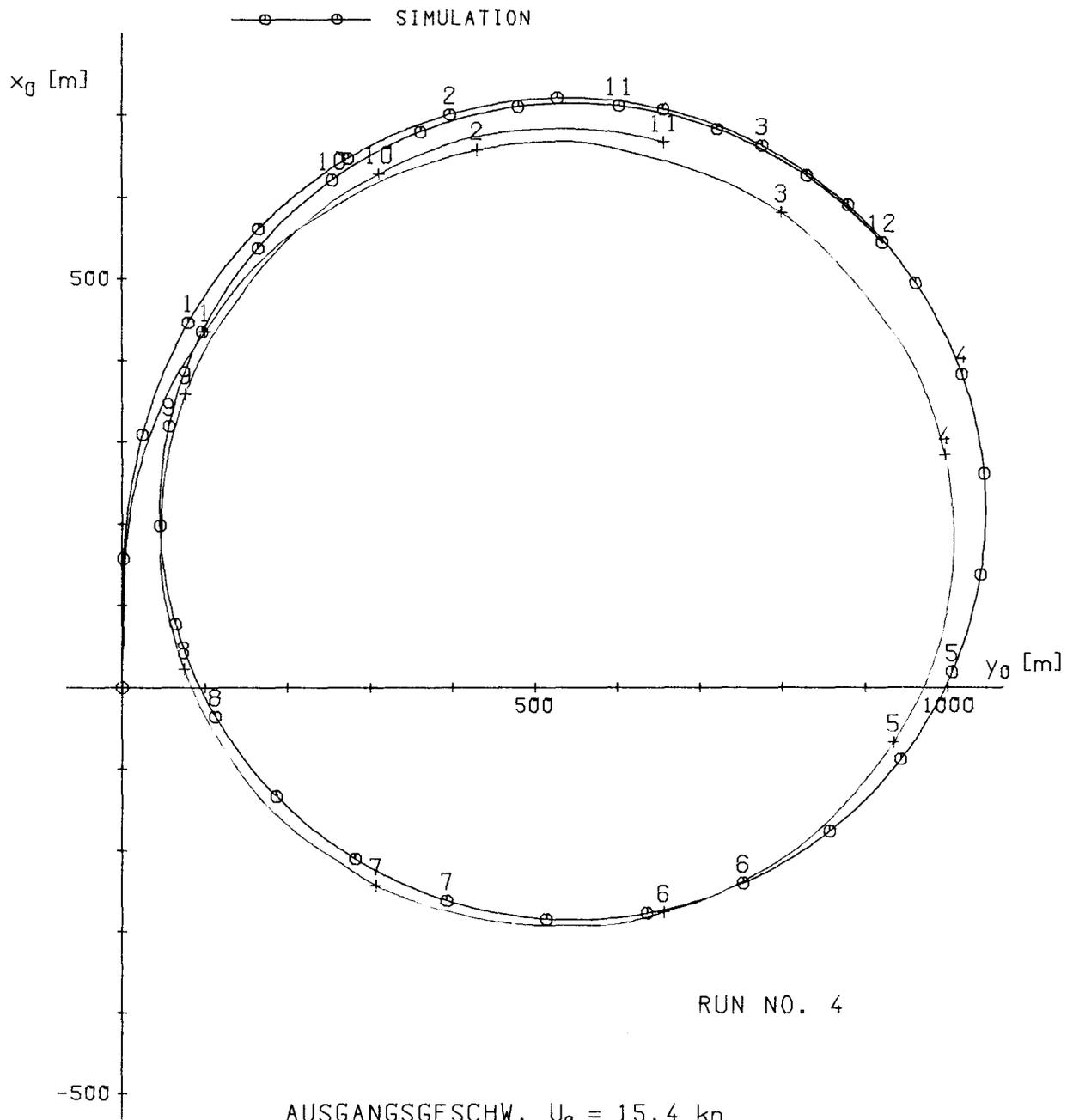


Abb. 38b Vergleich Messung - Simulation: 20°/20° Z-Manöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)



KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6

Abb. 39 Vergleich Messung - Simulation: Drehkreismanöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)

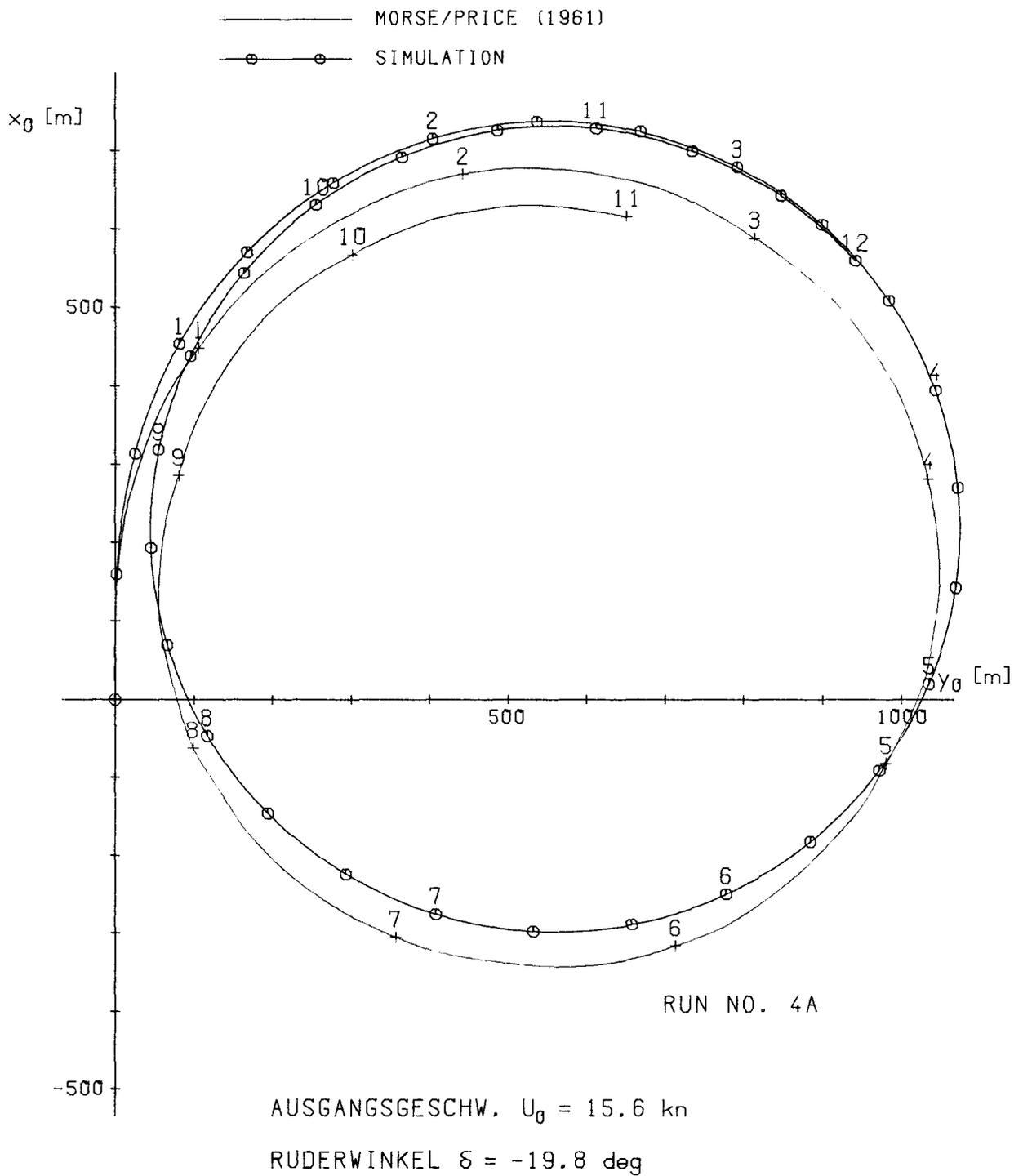


AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 15.4 \text{ kn}$

RUDERWINKEL $\delta = -20.9 \text{ deg}$

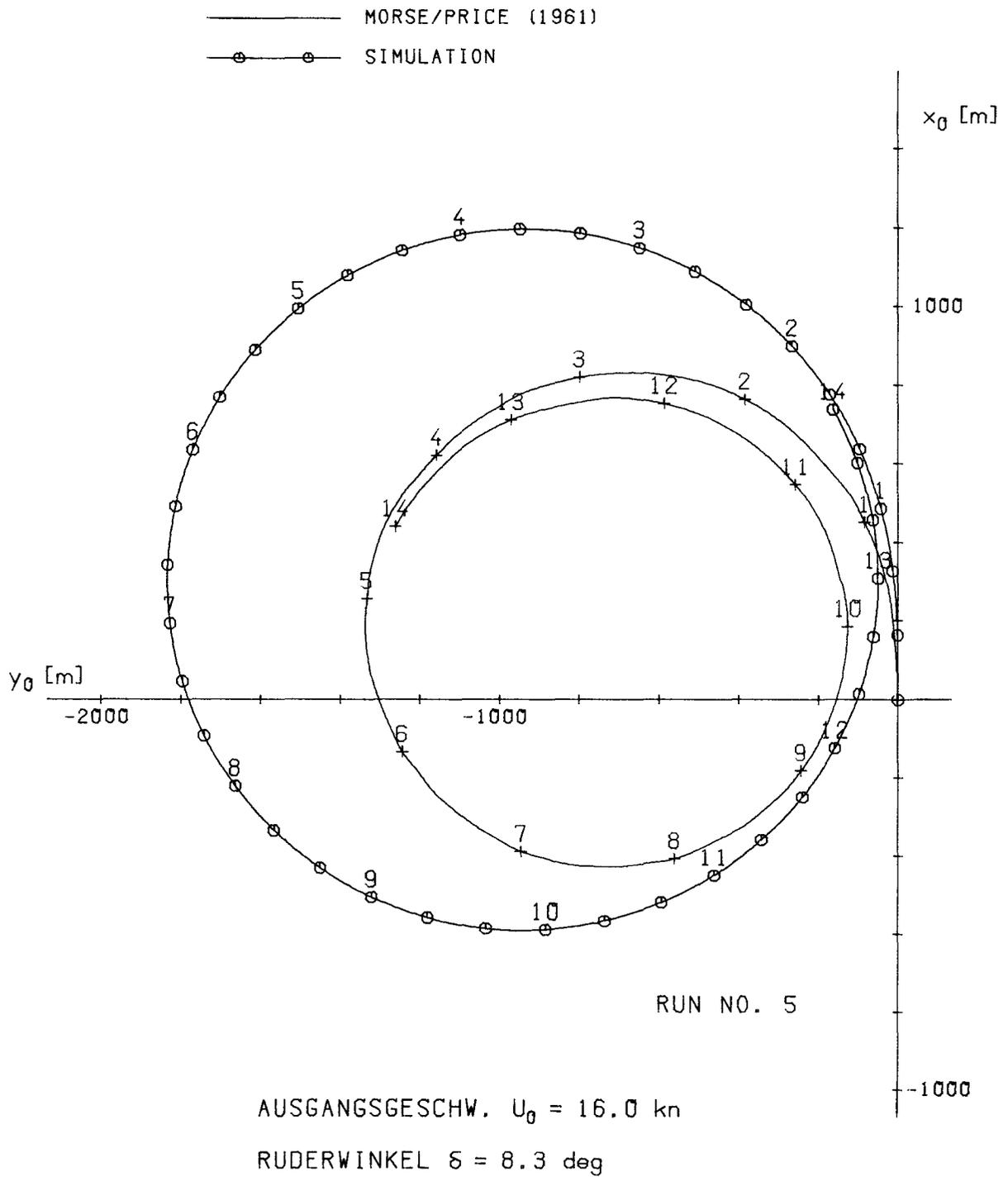
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6

Abb. 40 Vergleich Messung - Simulation: Drehkreismanöver
(direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)



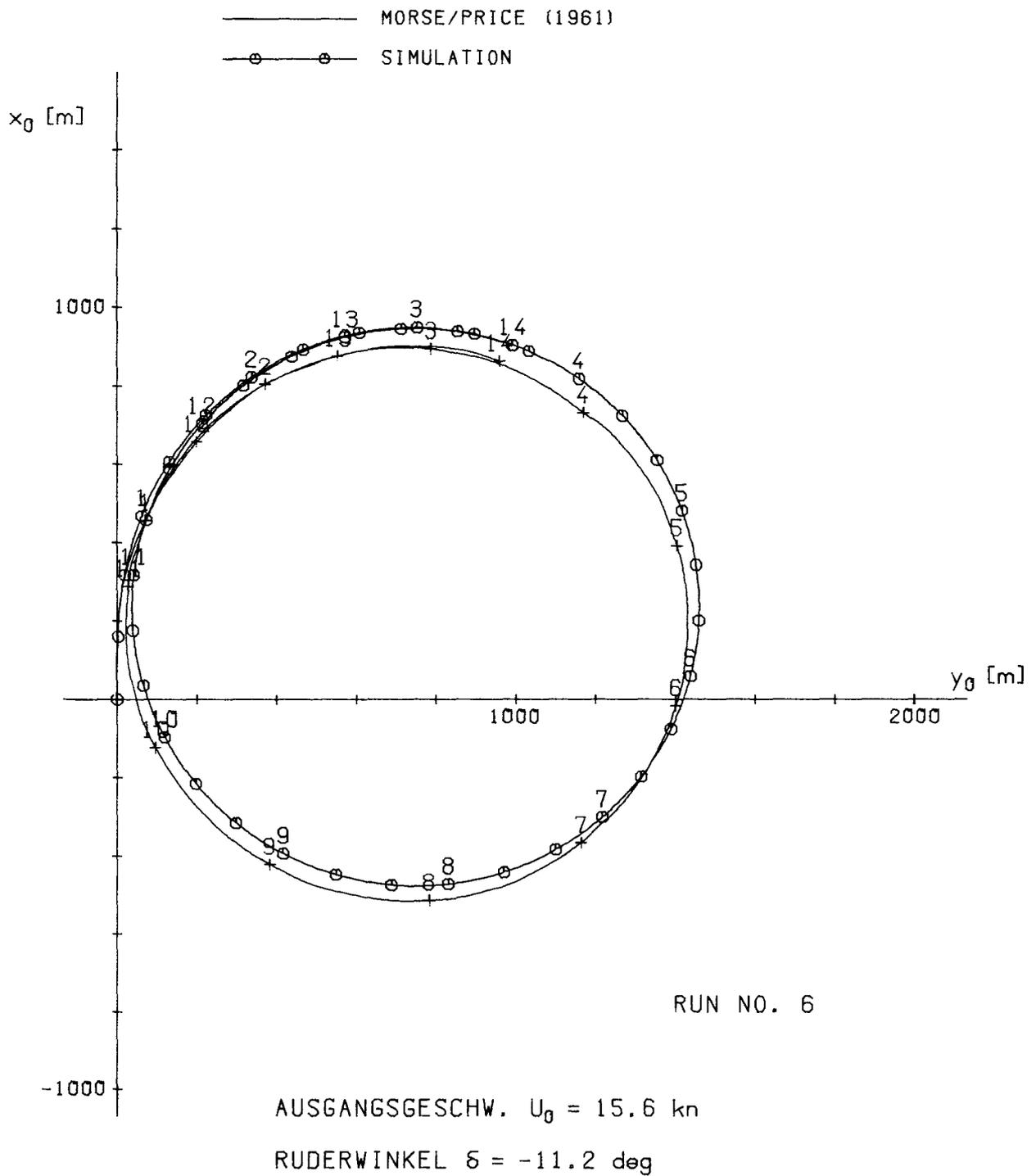
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6

Abb. 41 Vergleich Messung - Simulation: Drehkreismanöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)



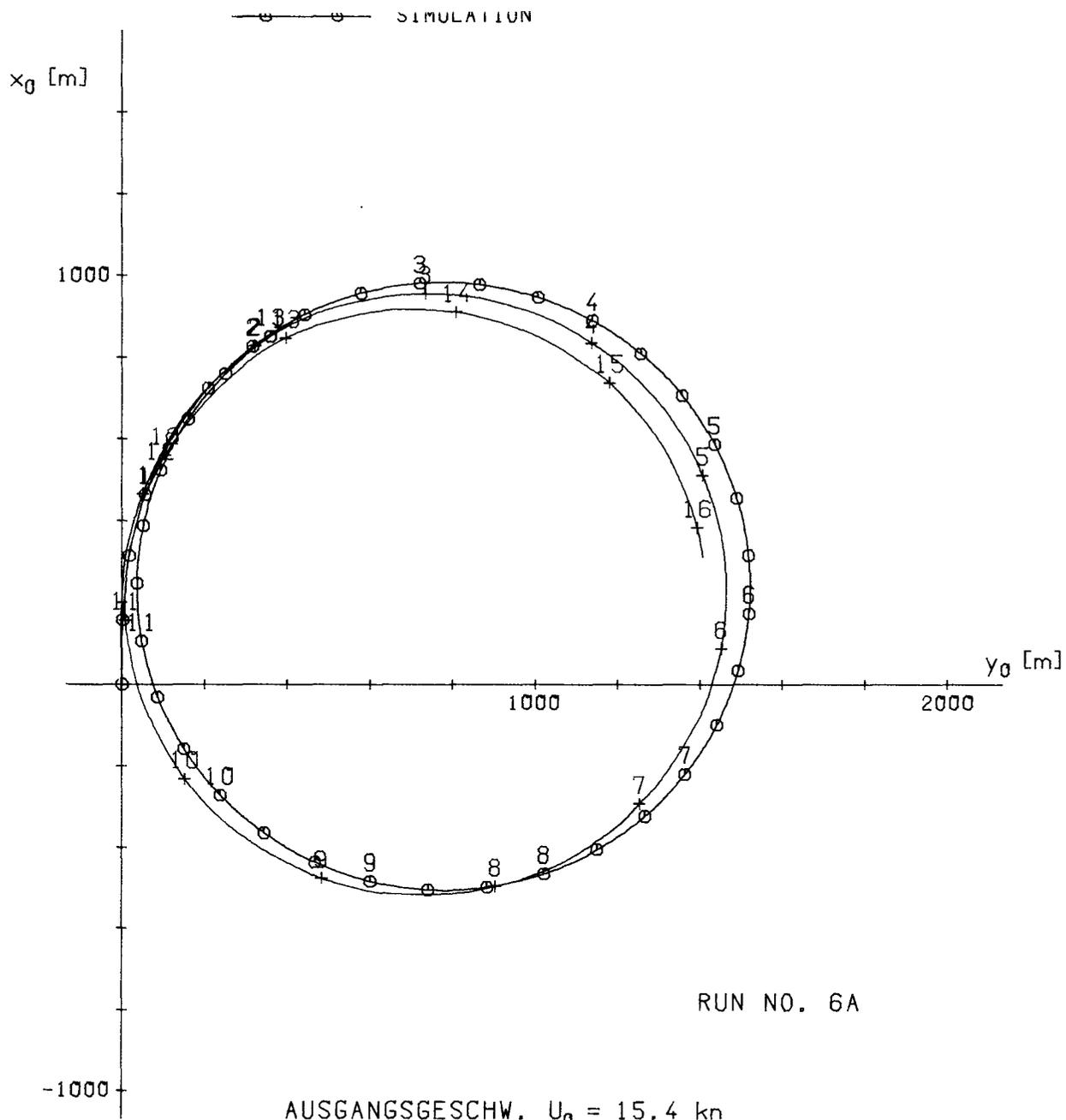
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6

Abb. 42 Vergleich Messung - Simulation: Drehkreismanöver
(direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)



KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6

Abb. 43 Vergleich Messung - Simulation: Drehkreismanöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)



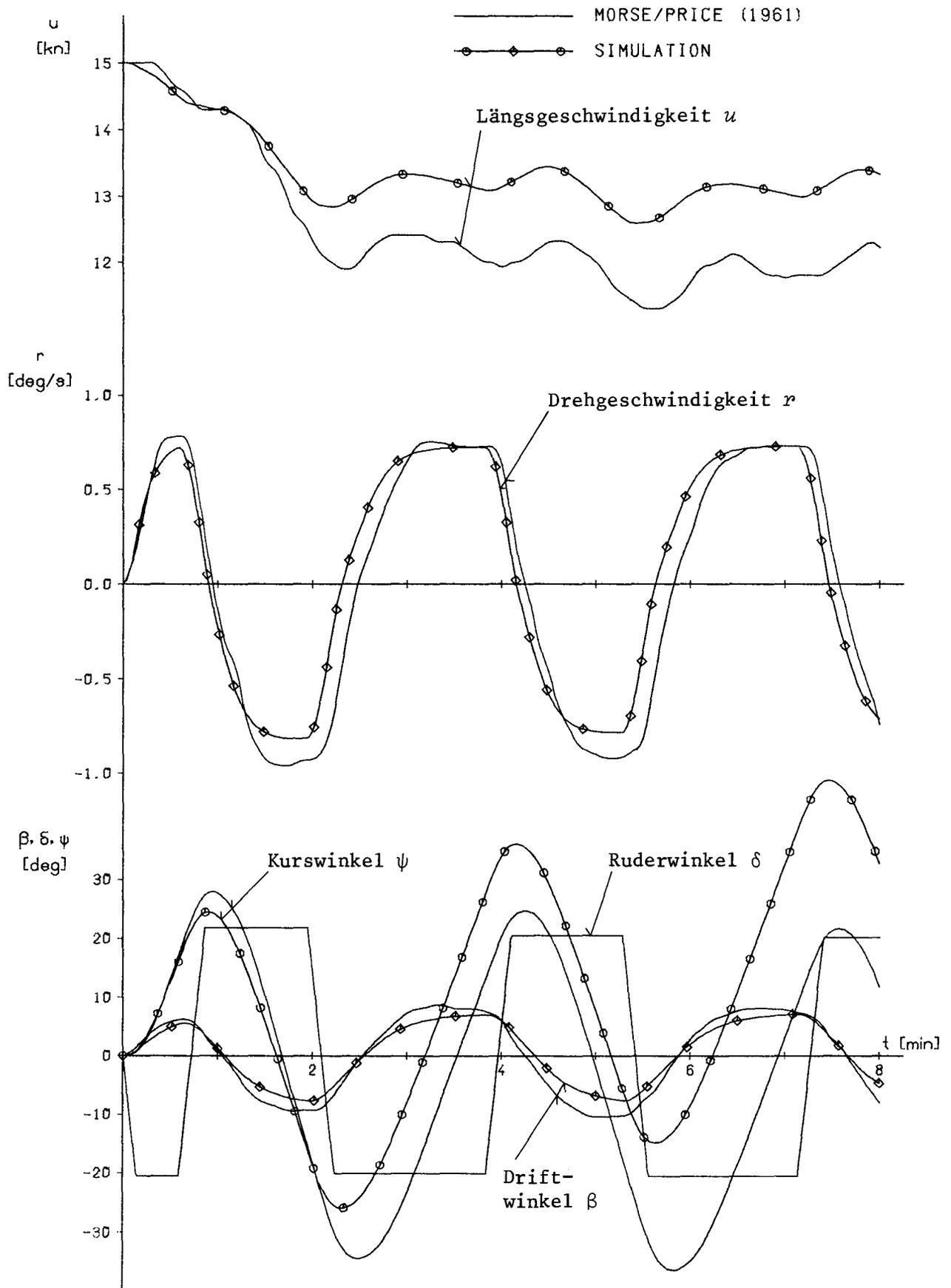
RUN NO. 6A

AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 15.4 \text{ kn}$

RUDERWINKEL $\delta = -10.4 \text{ deg}$

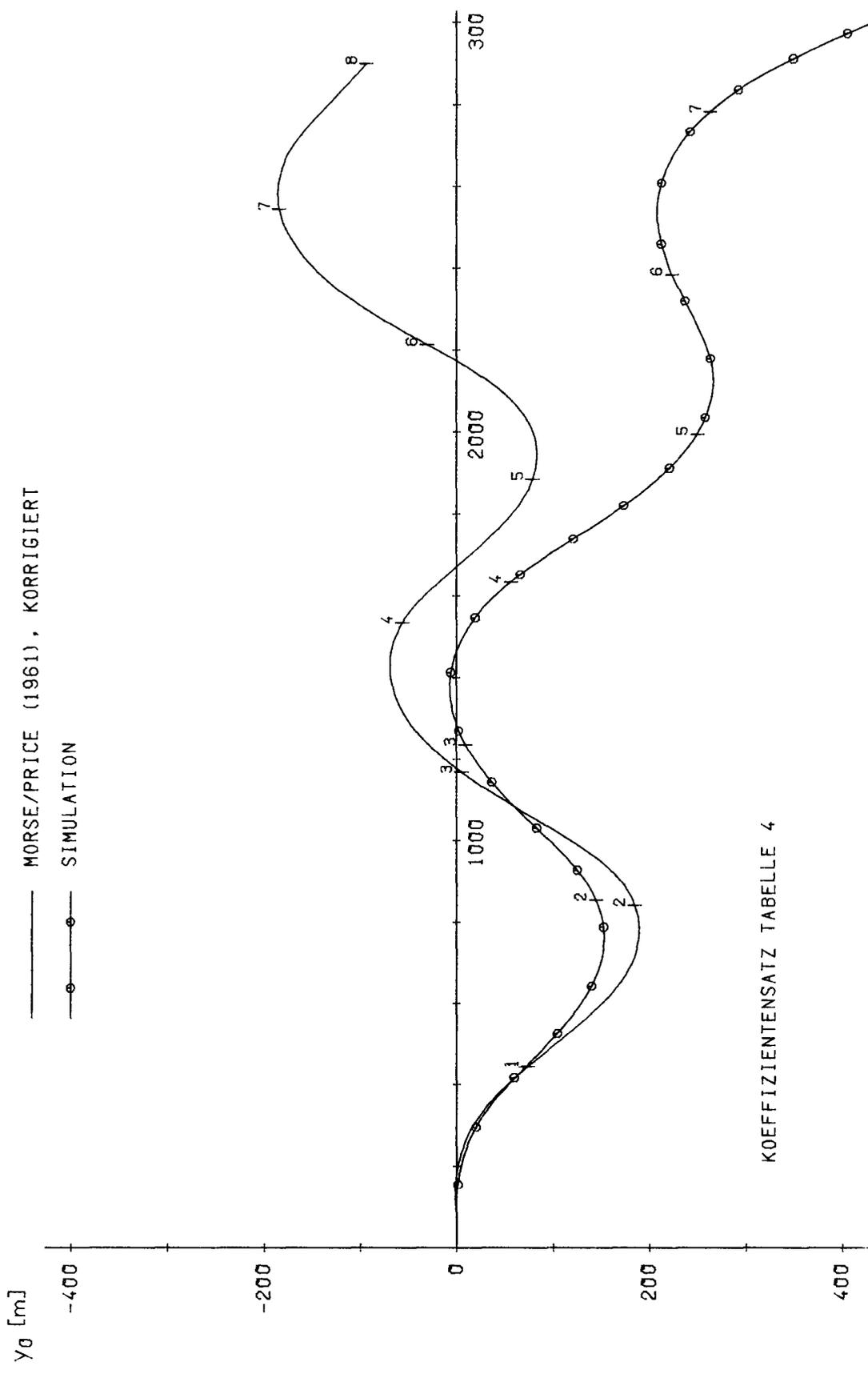
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 6

Abb. 44 Vergleich Messung - Simulation: Drehkreismanöver
(direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Großausführung)



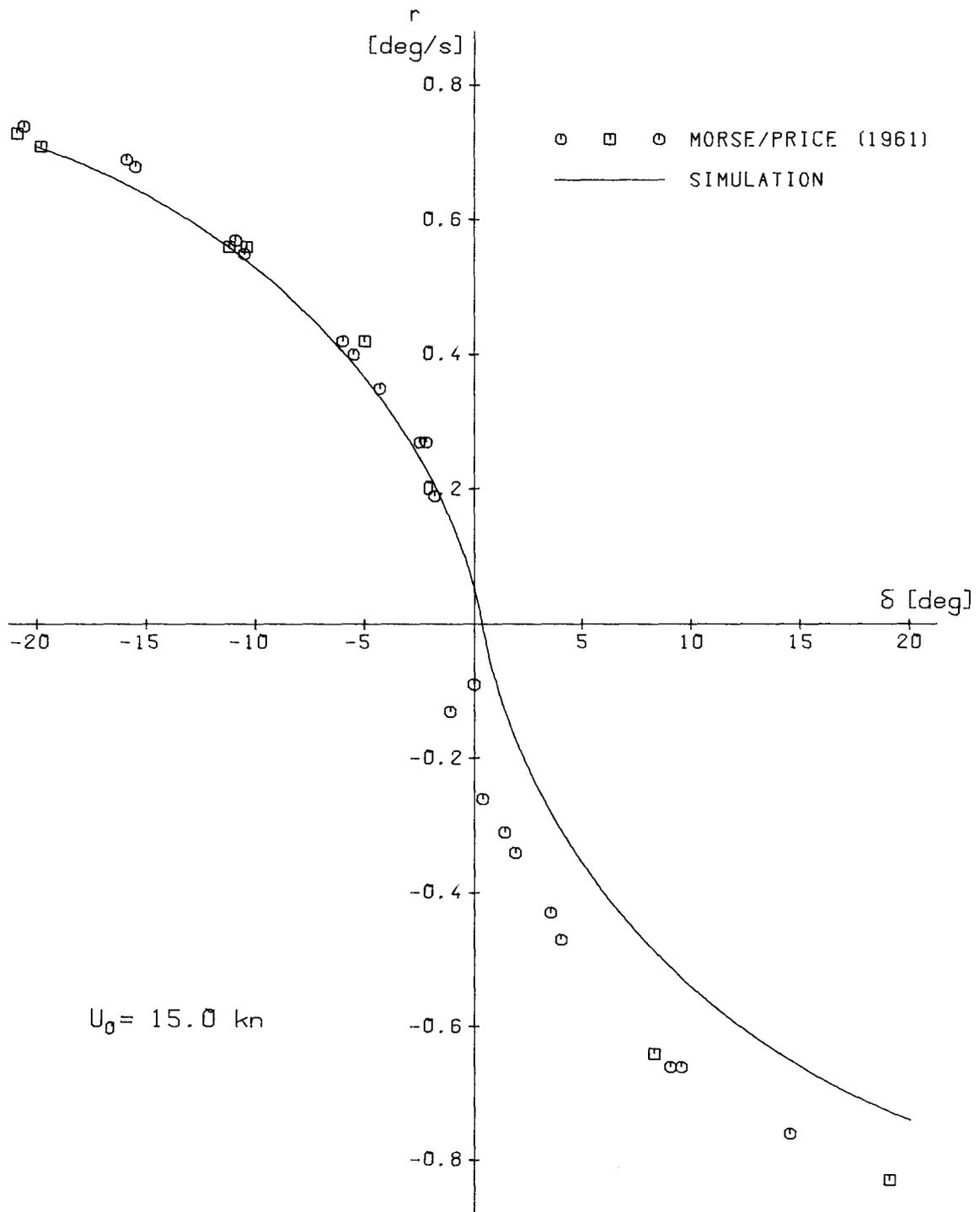
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 4

Abb. 45a Vergleich Messung - Simulation: $20^{\circ}/20^{\circ}$ Z-Manöver
(direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Schiffmodell)



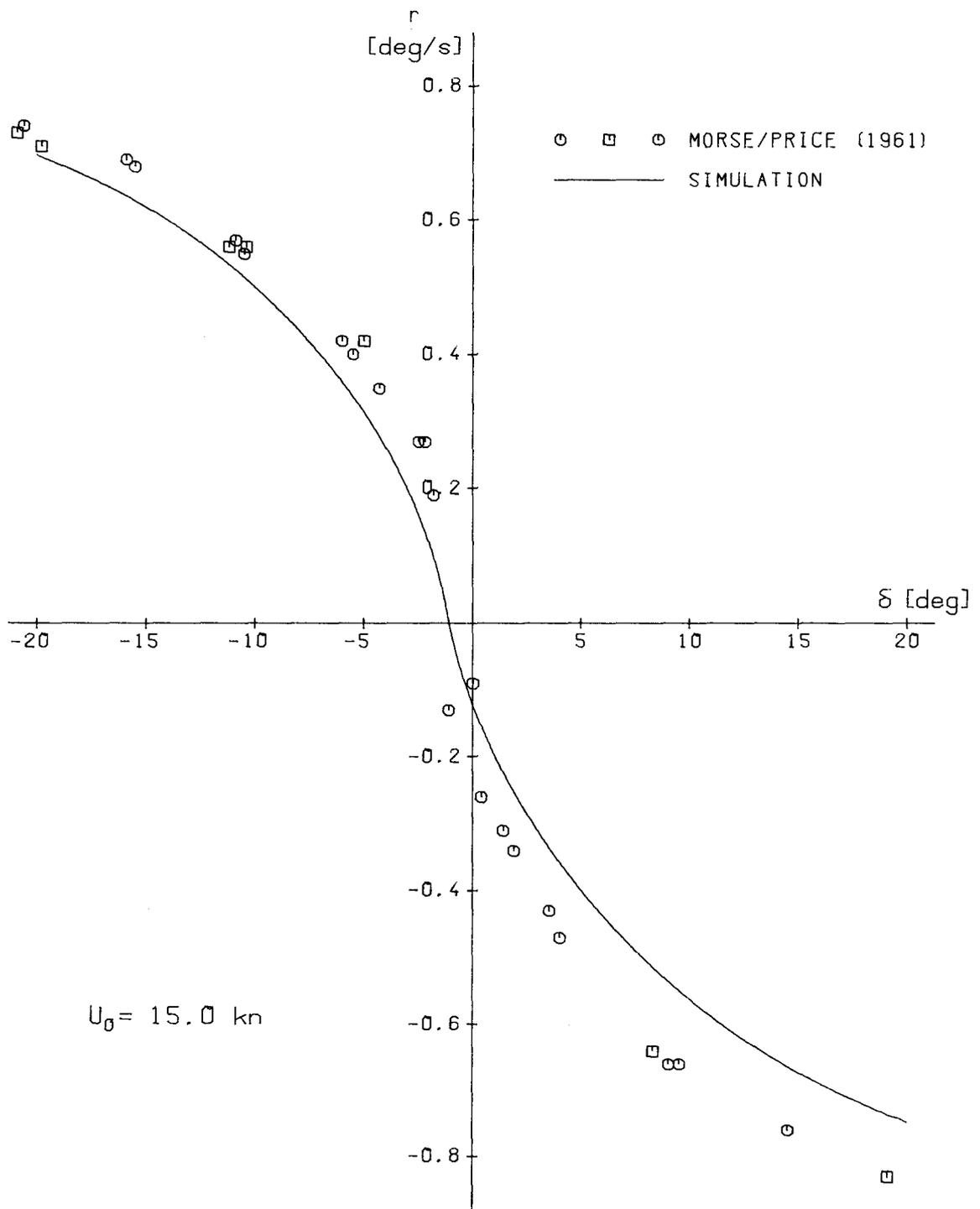
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 4

Abb. 45b Vergleich Messung - Simulation: 20°/20° Z-Manöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Schiffmodell)



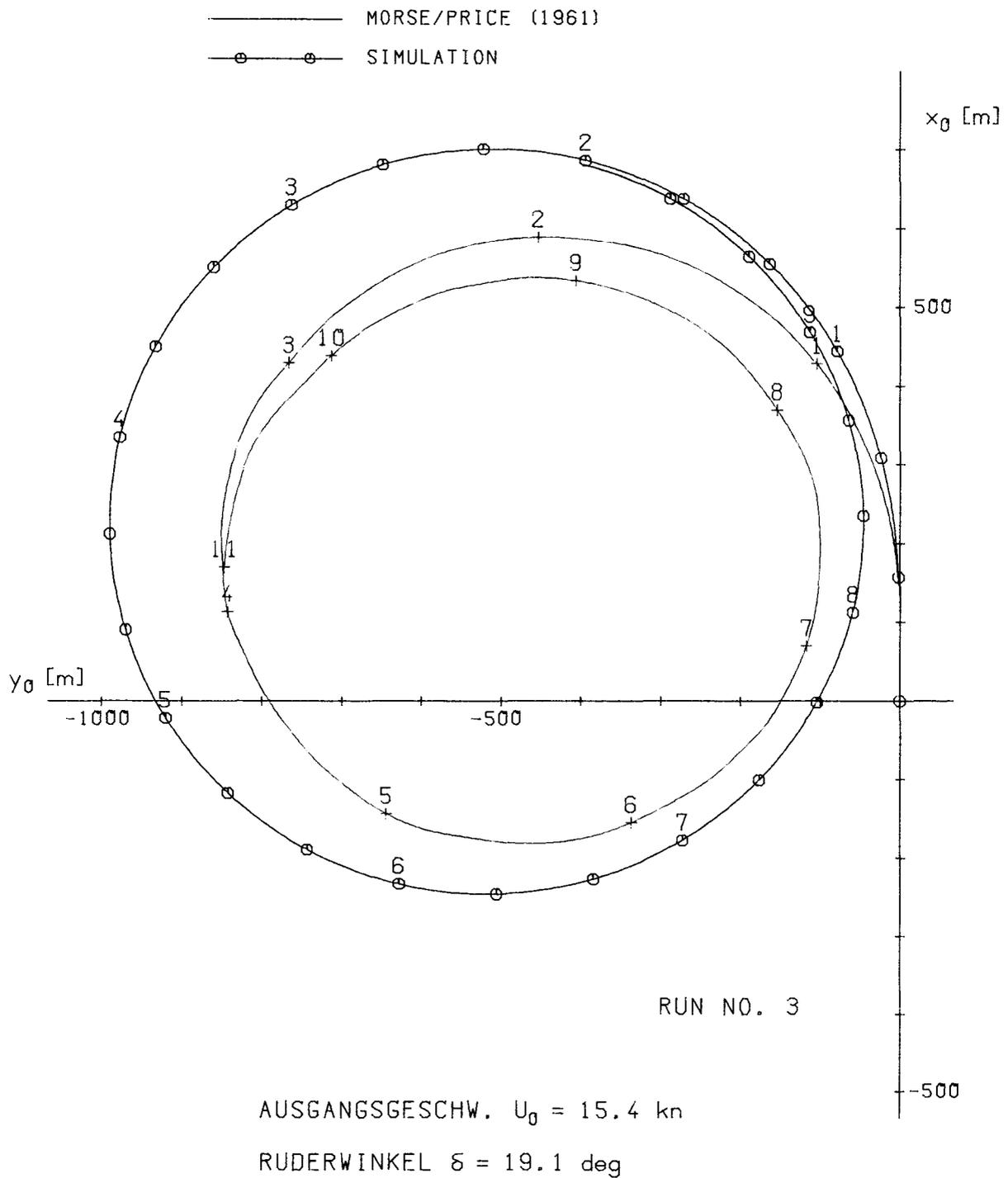
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 4

Abb. 46a Vergleich Messung - Simulation: Spiralmanöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Schiffmodell)



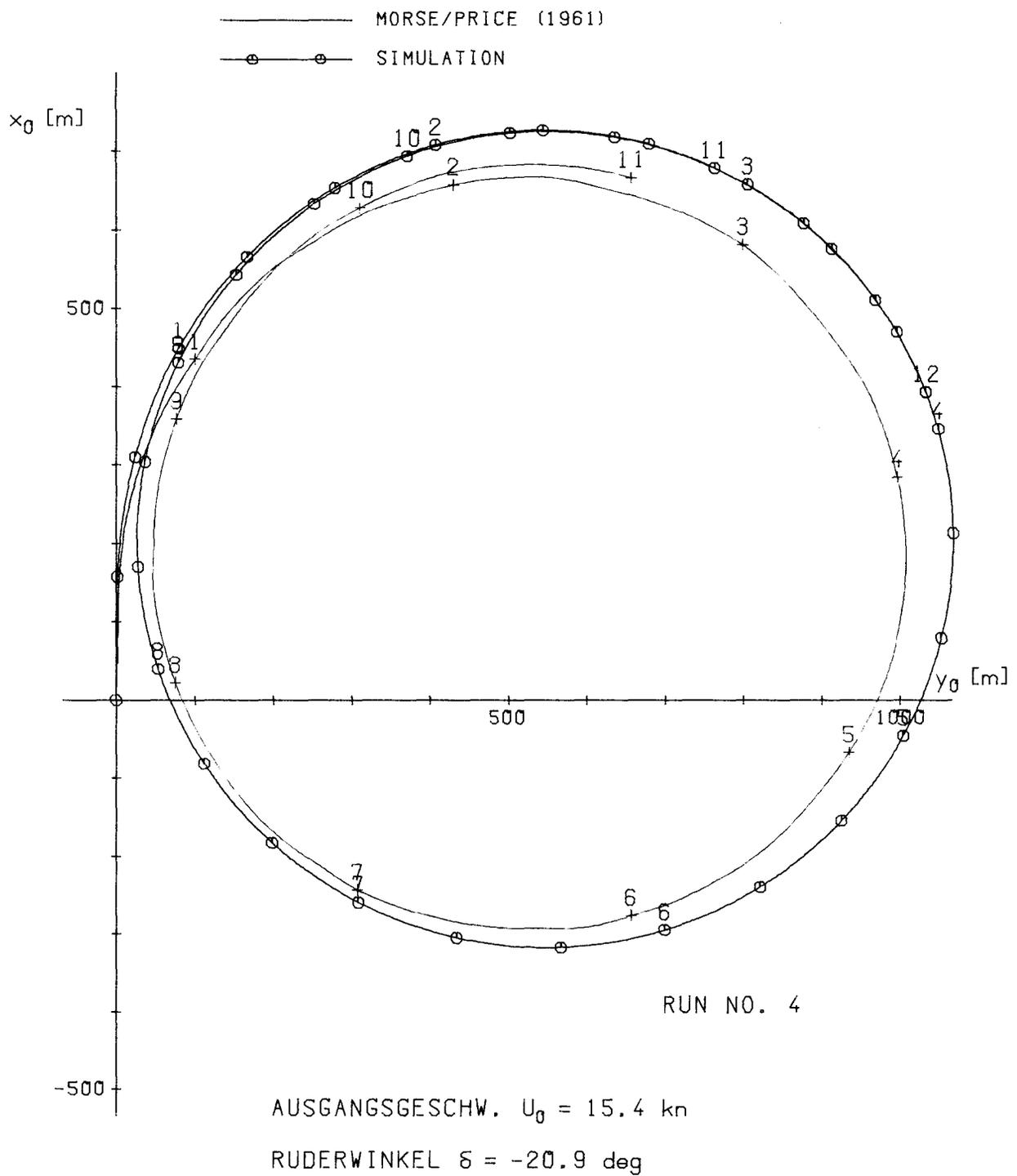
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 4 (MODIFIZIERT)

Abb. 46b Vergleich Messung - Simulation: Spiralmanöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Schiffmodell)



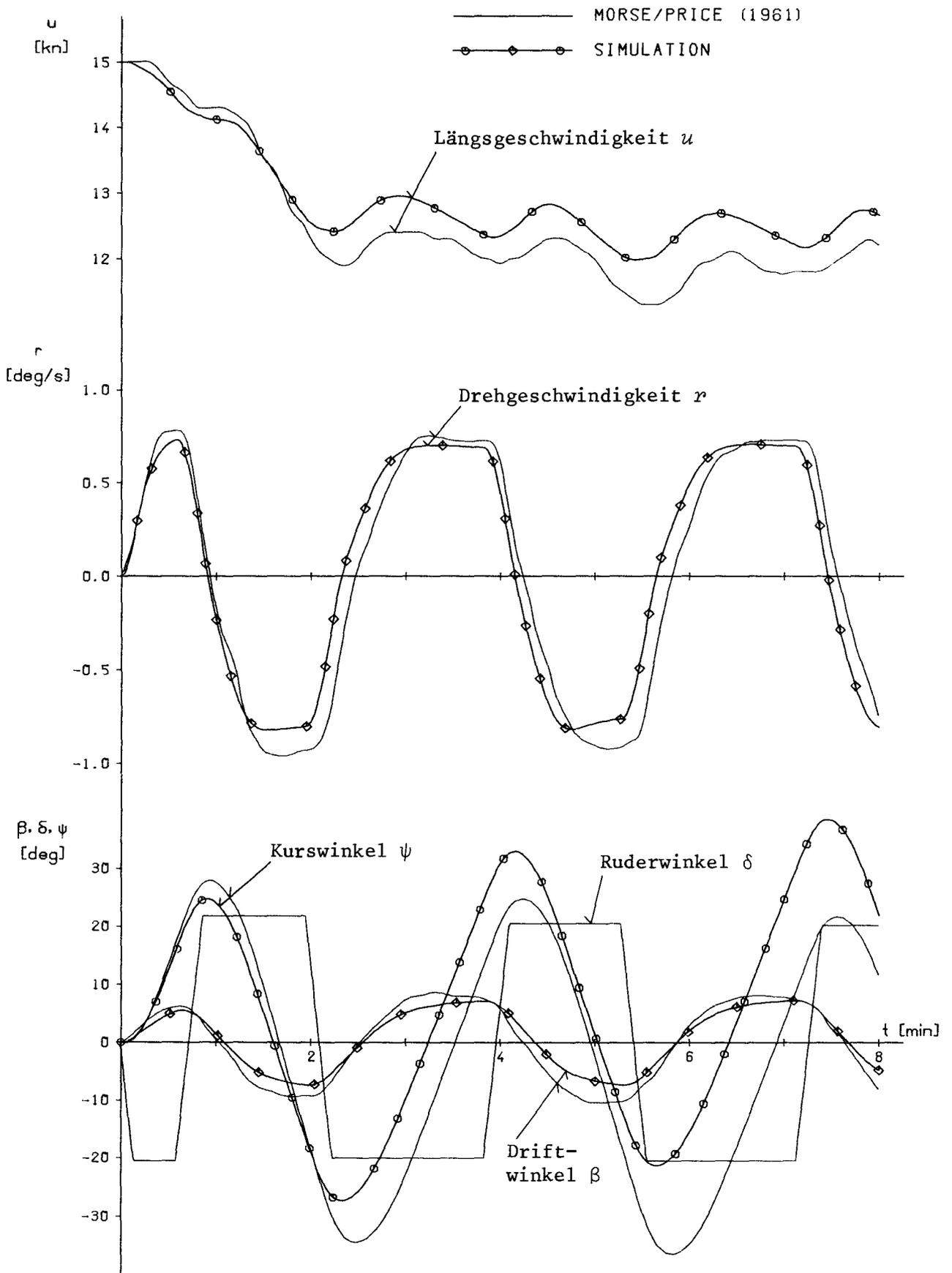
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 4

Abb. 47 Vergleich Messung - Simulation: Drehkreismanöver
 (direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Schiffmodell)



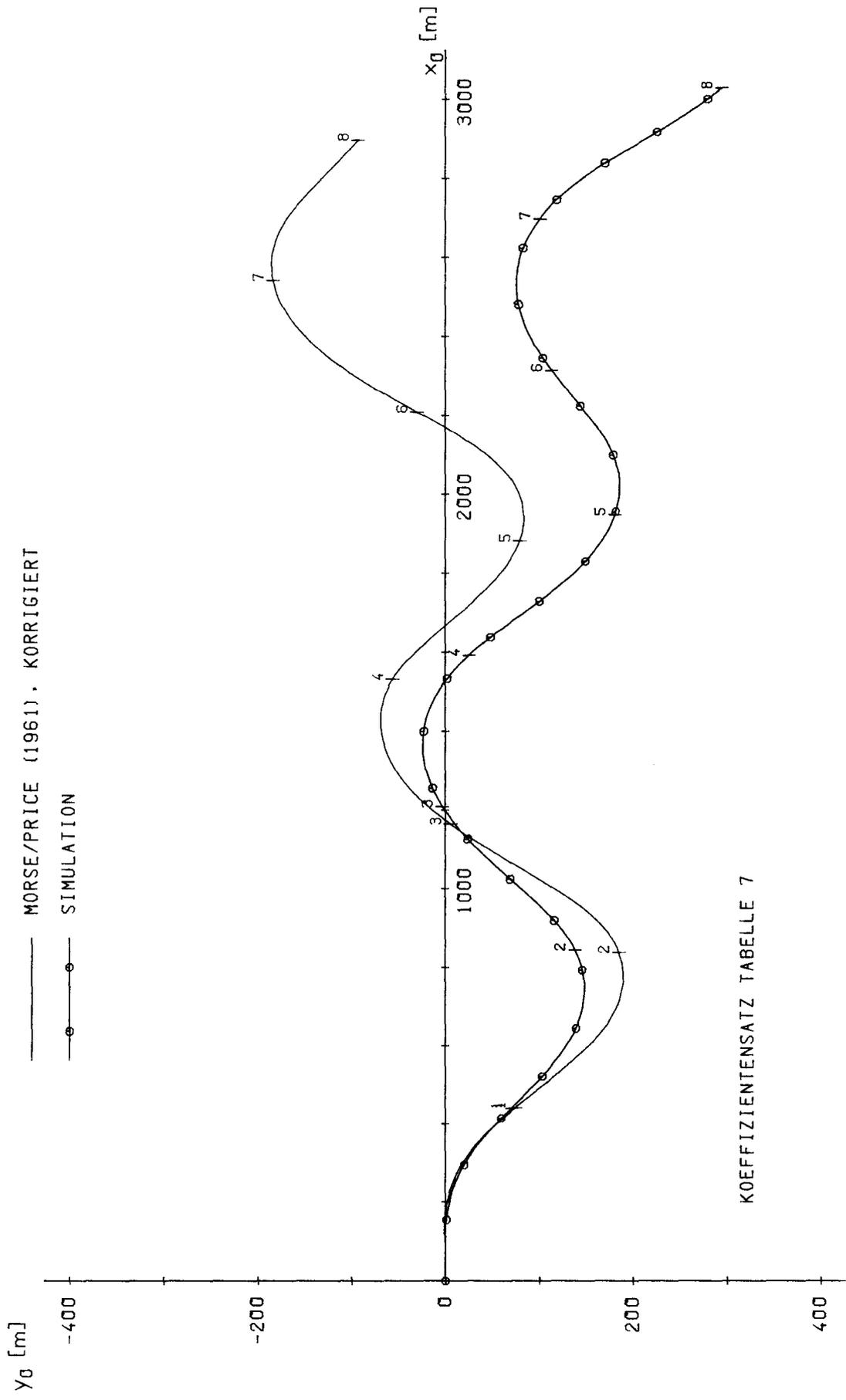
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 4

Abb. 48 Vergleich Messung - Simulation: Drehkreismanöver
(direkte Identifikation, Selbstprop.punkt Schiffmodell)



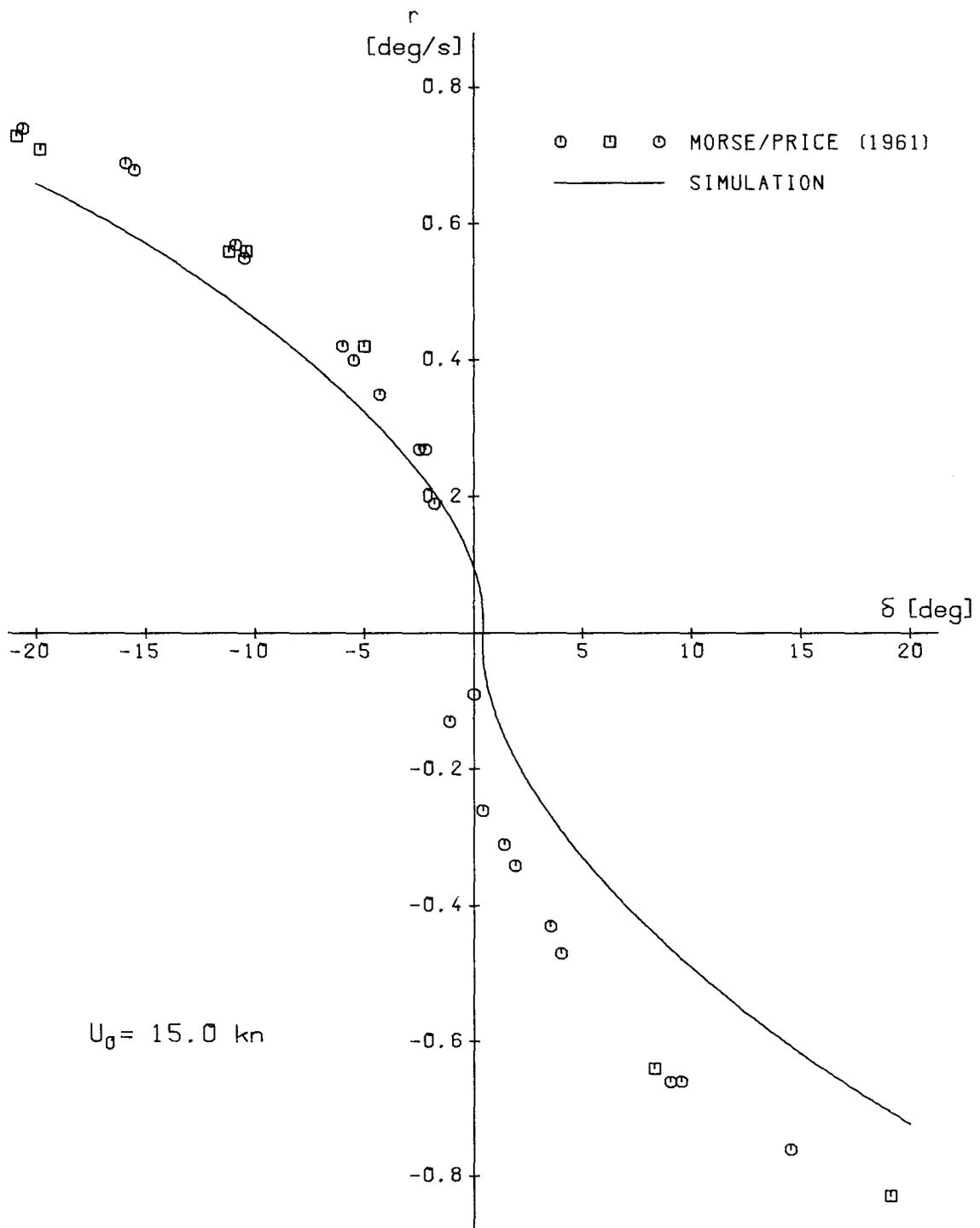
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 7

Abb. 49a Vergleich Messung - Simulation: $20^{\circ}/20^{\circ}$ Z-Manöver
 (indirekte Identifikation)



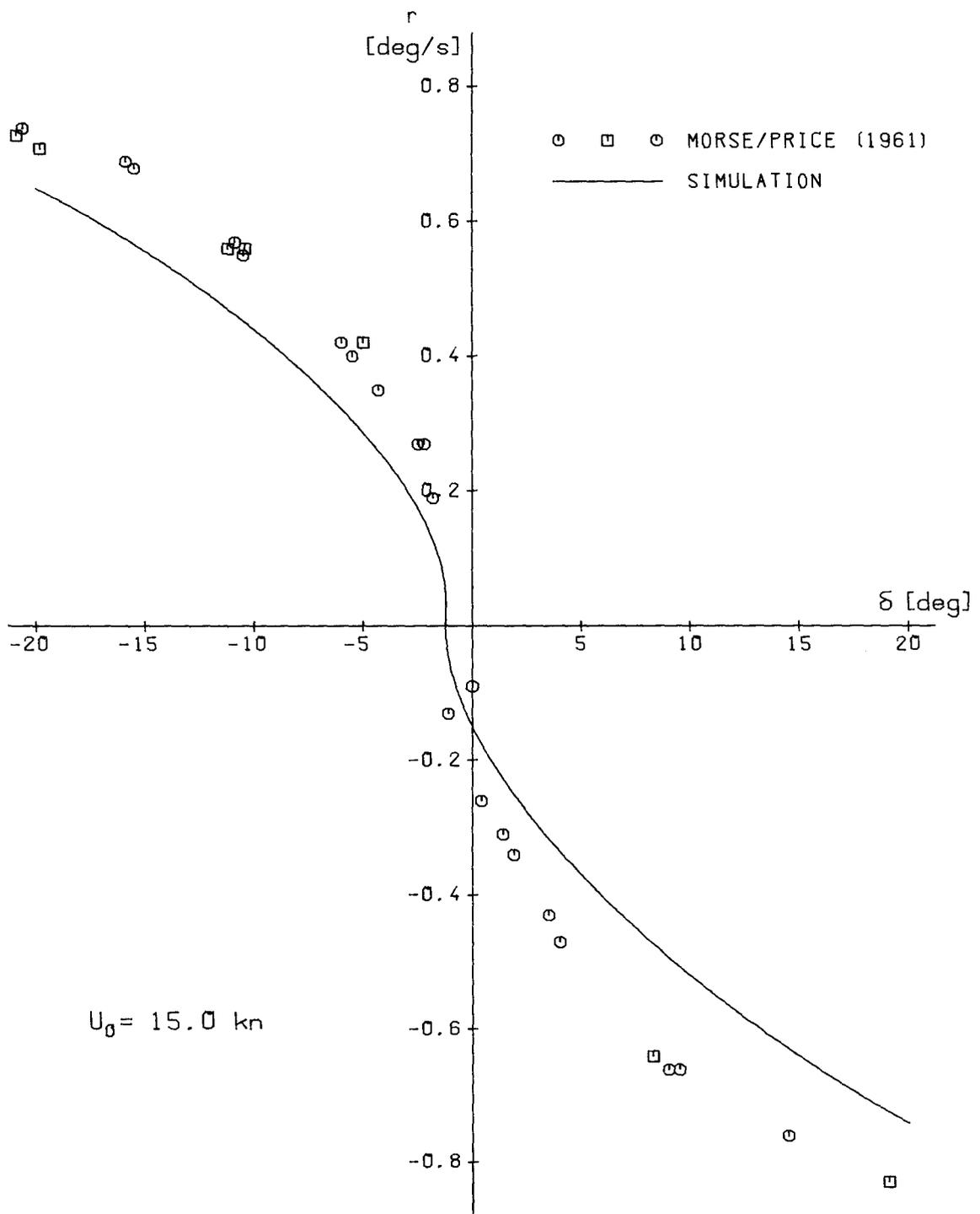
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 7

Abb. 49b Vergleich Messung - Simulation: 20°/20° Z-Manöver
(indirekte Identifikation)



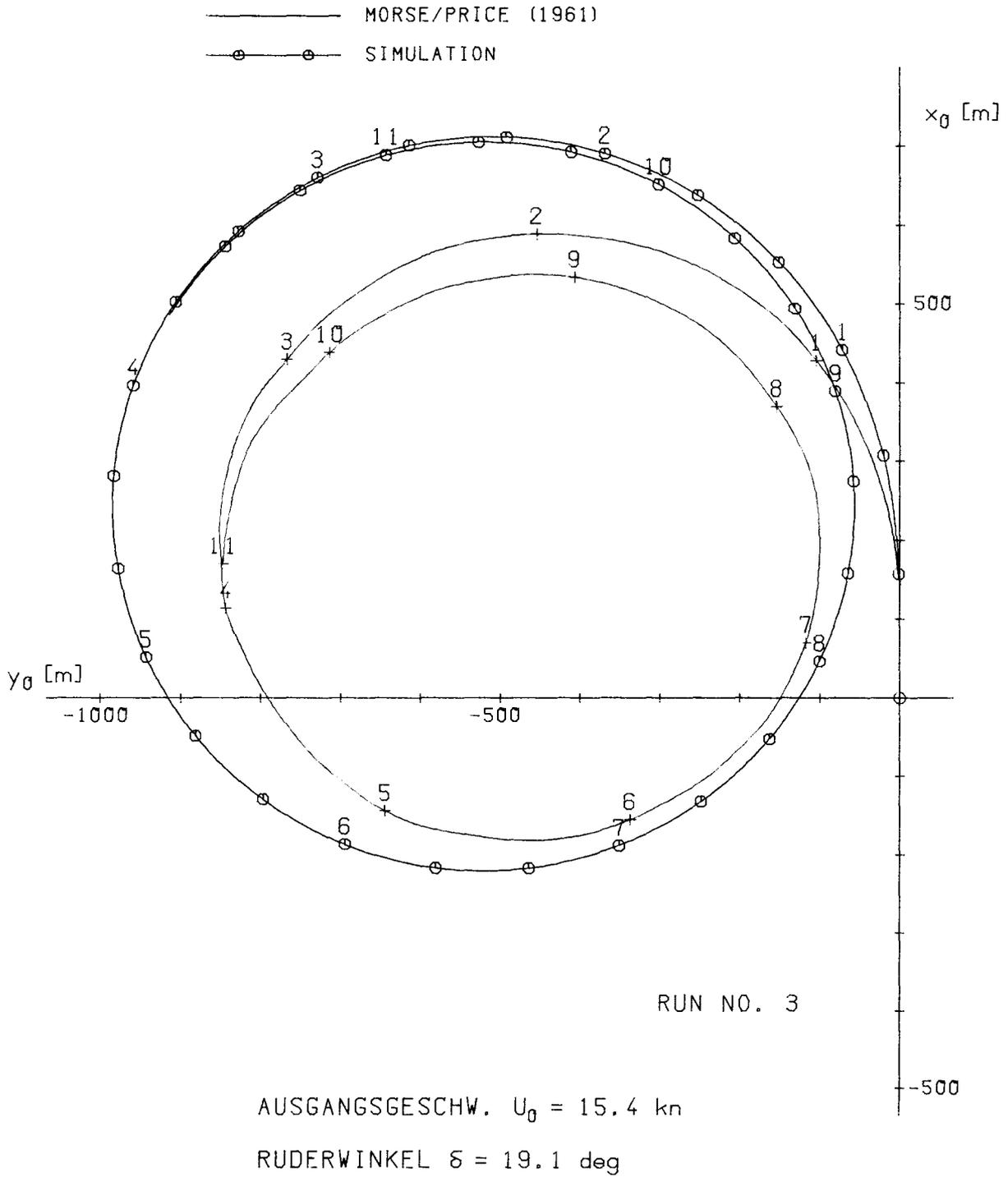
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 7

Abb. 50a Vergleich Messung - Simulation: Spiralmanöver
(indirekte Identifikation)



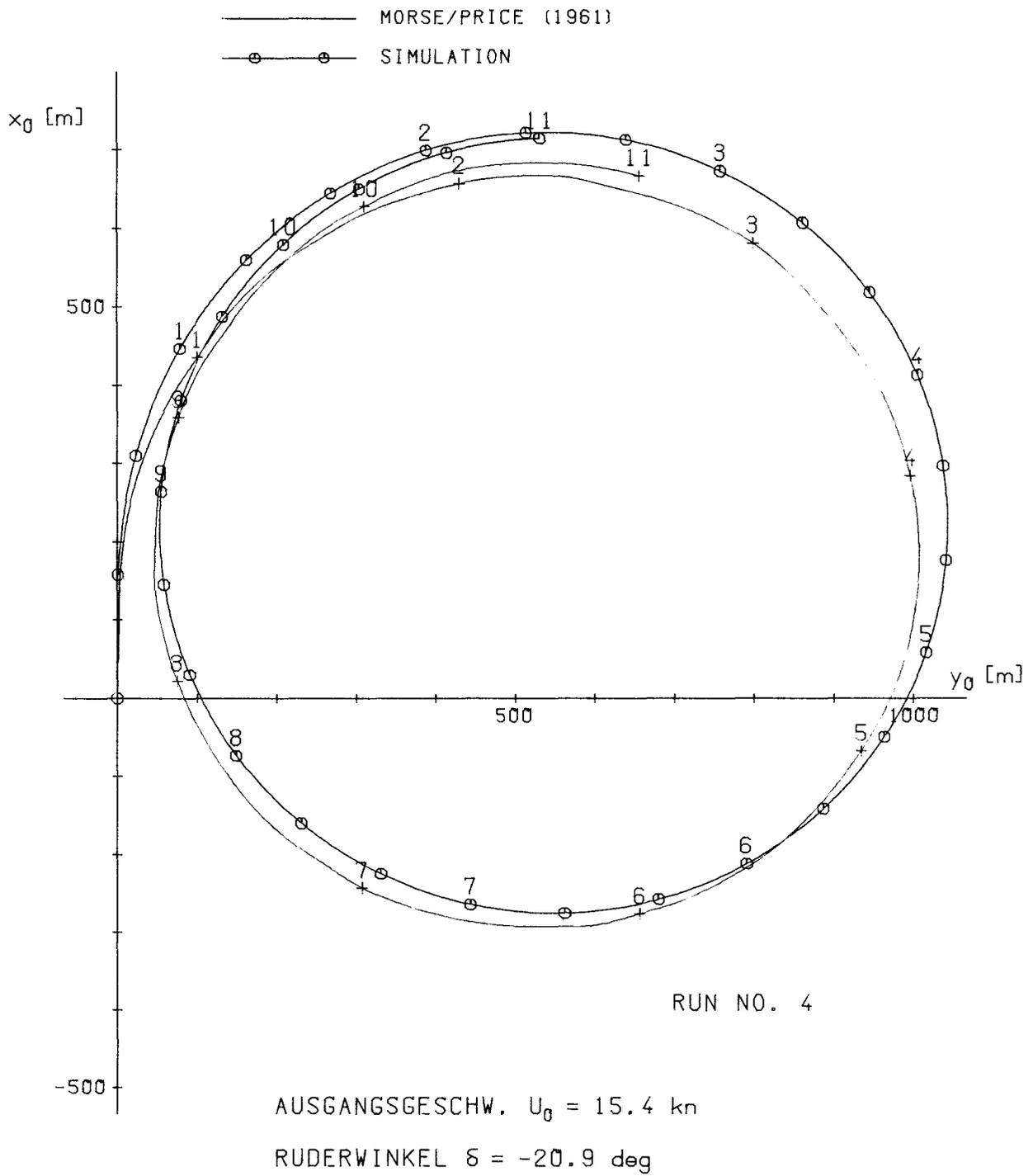
KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 7 (MODIFIZIERT)

Abb. 50b Vergleich Messung - Simulation: Spiralmanöver
(indirekte Identifikation)



KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 7

Abb. 51 Vergleich Messung - Simulation: Drehkreismanöver (indirekte Identifikation)



KOEFFIZIENTENSATZ TABELLE 7

Abb. 52 Vergleich Messung - Simulation: Drehkreismanöver (indirekte Identifikation)