

364 | Februar 1978

SCHRIFTENREIHE SCHIFFBAU

P. Oltmann

Bestimmung der Manöviereigenschaften aus den Bahnkurven freimanövrierender Schiffsmodelle

TUHH

Technische Universität Hamburg-Harburg

**Bestimmung der Manövriereigenschaften aus den Bahnkurven freimanövrierender
Schiffsmodelle**

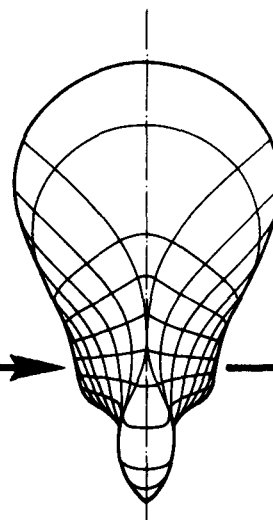
P. Oltmann

Hamburg, Technische Universität Hamburg-Harburg, 1978

© Technische Universität Hamburg-Harburg
Schriftenreihe Schiffbau
Schwarzenbergstraße 95c
D-21073 Hamburg

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

**INSTITUT FÜR SCHIFFBAU
DER UNIVERSITÄT HAMBURG**



**Bestimmung der
Manövriereigenschaften aus den
Bahnkurven freimanövrierender Schiffsmodelle**
P. Oltmann

Februar 1978

Bericht Nr. 364

Institut für Schiffbau der Universität Hamburg

Bestimmung der Manövriereigenschaften
aus den Bahnkurven freimanövrierender Schiffsmodelle

von

P. Oltmann, Hamburg

Februar 1978

Bericht Nr. 364

Inhaltsübersicht

	Seite
Symbolverzeichnis	2
Zusammenfassung	5
Summary	7
1. Einleitung	8
2. Bewegungsgleichungen für Oberflächenfahrzeuge	11
3. Identifikationsverfahren	23
3.1 Allgemeines	23
3.2 Methode der Beschleunigungsfehler	26
3.3 Methode der Geschwindigkeitsfehler	30
4. Überprüfung der Identifikationsverfahren	33
4.1 Auswertung von rechnerisch erzeugten Meßwerten	33
4.2 Auswertung von Versuchen mit freimanövrierenden Schiffsmodellen	43
4.3 Auswertung von Großausführungsmessungen	60
5. Übertragung von Modellversuchsergebnissen auf die Großausführung	64
6. Anwendungsmöglichkeiten	75
7. Schlußfolgerungen	79
8. Schrifttum	83
Anhang A: Mehrfache lineare Regressionsanalyse	87
Anhang B: Verfahren der differentiellen Korrekturen	93
Abbildungen Nr. 1 bis 31	

Symbolverzeichnis

A_o	Propellerkreisfläche
A_j, B_j, C_j	Koeffizienten der Bewegungsgleichungen, Dgl.system (11)
B	Breite des Schiffes
C	Dimensionslose Backbord-Drehgeschwindigkeit, nach Brix (1975)
$\tilde{C}_j$	Koeffizienten von Bewegungsgleichungen, Dgl.system (12)
C_{Th}	Schubbelastungsgrad $= 2T/\rho V_A^2 A_o$
C^*_Q	Drehmomentbeiwert, Gl. (27)
C^*_{Th}	Schubbeiwert, Gl. (26)
c	Strömungsgeschwindigkeit im Ruderbereich
D	Propellerdurchmesser
E	Dimensionslose Ausweichzeit, nach Brix (1975)
e	Wegabweichung $= \sqrt{(x_{oc} - x_{om})^2 + (y_{oc} - y_{om})^2}$
F_n	Froude-Zahl $= V/\sqrt{g L}$
G	Gewichtsschwerpunkt
g	Erdbeschleunigung
I_{EP}	Trägheitsmoment von Antriebsmaschine plus Propeller (einschließlich des hydrodynamischen Anteils)
I_{xx}, I_{yy}, I_{zz}	Massenträgheitsmomente des Schiffes, bezogen auf die Körperachsen x, y, z
J	Fortschrittsziffer des Propellers $= V_A/n D$
K	Verstärkungsfaktor, Gl. (19)
K, M, N	Komponenten des hydrodynamischen Momentes, bezogen auf die Körperachsen x, y, z
K_Q	Drehmomentenbeiwert $= Q/\rho n^2 D^5$
K_T	Schubbeiwert $= T/\rho n^2 D^4$
k	Ruderlegegeschwindigkeit
k_{zz}	Trägheitsradius des Massenträgheitsmomentes I_{zz}
L	Länge des Schiffes (zwischen den Loten)
m	Gesamtzahl der signifikanten Koeffizienten A_j, B_j und C_j
m	Masse des Schiffes
n	Anzahl der Meßwerte
n	Propellerdrehzahl
O	Ursprung des schiffsfesten Koordinatensystems x, y, z
P	Sicherheitswahrscheinlichkeit
P_S	Wellenleistung
p, q, r	Komponenten der Winkelgeschwindigkeit um die Körperachsen x, y, z

Q	Propellerdrehmoment
Q_E	Drehmoment der Antriebsmaschine
Q_F	Mechanisch bedingte Drehmomentenverluste der Antriebsanlage
R	Stationärer Drehkreisradius
R_n	Reynolds-Zahl $= VL/\nu$
s_x	Standardabweichung, allgemein
$\tilde{s}_x$	Relative Standardabweichung, allgemein
T	Propellerschub
T	Tiefgang des Schiffes
T_j	Zeitkonstanten, Gl. (19)
t	Sogziffer
t	Zeit
t_t	Verzögerungszeit der Ruderanlage, Gl. (29)
t_u	Umkehrzeitpunkt, Gl. (29)
U	Resultierende Geschwindigkeit von O in der horizontalen Ebene
U_o	Ausgangswert von U in der Anfangsphase eines Manövers
u, v, w	Komponenten der Geschwindigkeit U in Richtung der Körperachsen x, y, z
V	Schiffsgeschwindigkeit
V_A	Propellerfortschrittsgeschwindigkeit
w	Nachstromziffer nach Taylor
w_j	Gewichtsfaktoren, Gl. (16)
w_Q	Effektive Nachstromziffer aus Momentenidentität
w_T	Effektive Nachstromziffer aus Schubidentität
X, Y, Z	Komponenten der hydrodynamischen Kraft in Richtung der Körperachsen x, y, z
x, y, z	Schiffsfestes Koordinatensystem
x_G, y_G, z_G	Koordinaten des Gewichtsschwerpunktes G
x_o, y_o, z_o	Koordinaten von O in einem raumfesten System
β	Driftwinkel
β^*	Effektiver Fortschrittswinkel, Gl. (28)
Δu	Geschwindigkeitsdifferenz $= u - U_o$
δ	Ruderlagenwinkel
δ_u	Ruderlagenwinkel zum Zeitpunkt $t = t_u$
δ_o	Neutraler Ruderwinkel ($r = 0$)

ε	Zielfunktion, allgemein
θ	Stampfwinkel
λ	Modellmaßstab
ν	Kinetische Zähigkeit des Wassers
ρ	Dichte des Wassers
ϕ	Rollwinkel
ψ	Kurswinkel
∇	Verdrängungsvolumen

Indizes:

c	Berechnete Werte
m	Meßwerte
P	Propeller
R	Ruder

Anmerkung:

Als Symbole wurden weitgehend die von der ITTC empfohlenen Standardsymbole verwendet.

Ein "Strich" deutet an, daß die jeweilige Größe mit den Grundeinheiten $\rho L^3/2$ (Masse), L (Länge) und L/U (Zeit) dimensionslos gemacht wurde. Mit einem "Doppelstrich" dagegen sind die dimensionslosen Größen gekennzeichnet, bei denen als Grundeinheiten $\rho \nabla$ (Masse), L (Länge) und $\sqrt{L/g}$ (Zeit) verwendet wurde. Ein "Punkt" über einer Größe kennzeichnet wie üblich die Ableitung nach der Zeit t .

Die Bedeutung der in den Anhängen A und B verwendeten Bezeichnungen ergibt sich aus dem Text.

Zusammenfassung

Die Ermittlung der hydrodynamischen Koeffizienten von nichtlinearen Bewegungsgleichungen für horizontale Schiffsbewegungen erfolgt im allgemeinen über Kraftmessungen an gefesselten Schiffsmodellen. In der vorliegenden Arbeit werden demgegenüber zwei Verfahren vorgestellt, die es gestatten, diese Koeffizienten auch aus den Bahnkurven eines freimanövrierenden Schiffsmodells, d.h. bei bekanntem zeitlichem Verlauf der Geschwindigkeitskomponenten u , v und x sowie der zugehörigen Beschleunigungskomponenten $\dot{u}$, $\dot{v}$ und $\dot{x}$, zu bestimmen.

Die Ausgangsbasis der Untersuchung bildet ein umfassendes quasistationäres, nichtlineares System von Bewegungsgleichungen, bei dem keinerlei Voraussetzungen bezüglich der Symmetrieeigenschaften des Schiffskörpers gemacht werden. In dem ersten der beiden Identifikationsverfahren werden die signifikanten Koeffizienten dieser Bewegungsgleichungen aus einer Betrachtung der Beschleunigungskomponenten unter Verwendung einer mehrfachen linearen Regressionsanalyse ausgewählt (Methode der Beschleunigungsfehler). Die dabei ermittelten Schätzwerte für die Koeffizienten dienen als Ausgangswerte für das zweite Identifikationsverfahren, das eine Anpassung der Geschwindigkeitskomponenten auf der Grundlage differentieller Korrekturen durchführt und einen Iterationsprozeß darstellt (Methode der Geschwindigkeitsfehler).

Die Verfahren werden anhand mehrerer Beispiele erläutert und überprüft. Erstens mit rechnerisch erzeugten Meßdaten, um prinzipielle Schwächen erkennen zu können, zweitens unter Verwendung einer neuen Versuchseinrichtung mit den realen Versuchsergebnissen für drei Schiffsmodelle sowie drittens mit den Ergebnissen von veröffentlichten Großausführungsmessungen. Die durchgeführten Berechnungen zeigen, daß die ermittelten Schätzwerte für die hydrodynamischen Koeffizienten das dynamische Verhalten des jeweils betrachteten Schiffsmodells bzw. der Großausführung sehr gut wiedergeben.

In Ergänzung zu den Identifikationsverfahren wird eine Modifikation der verwendeten Bewegungsgleichungen vorgeschlagen, die eine verbesserte Möglichkeit zur Übertragung der Ergebnisse aus Modellversuchen auf die zugehörige Großausführung unter Beachtung der unterschiedlichen Antriebscharakteristiken bietet. Außerdem werden einige Beispiele für die Anwendungsmöglichkeiten der Identifikationsverfahren gegeben. Unter der Voraussetzung, daß die Bahnkurven

von Schiffen mit einer vergleichbaren Genauigkeit wie beim Modellversuch aufgemessen werden können, ist zu erwarten, daß mit Hilfe der Verfahren zumindest empirisches Material für die Korrelation Modell-Großausführung in bezug auf die Zähigkeitsabhängigen Maßstabeffekte geliefert werden kann.

Die vorliegende Arbeit ist im Rahmen des Teilprojektes A2 "Vorberechnung der Schiffsbewegung bei beliebigen Ausweich- und Stoppmanövern mit Hilfe von Planar-Motion-Modellversuchen" innerhalb des Sonderforschungsbereiches 98 "Schiffstechnik und Schiffbau" entstanden. Dem wissenschaftlichen Leiter dieses Teilprojektes, Herrn Prof. Dr.-Ing. O. Grim, sei an dieser Stelle herzlich für die Unterstützung der Untersuchung und für die kritische Bewertung der Ergebnisse gedankt. Ein besonderer Dank gilt auch dem Sonderforschungsbereich 98, der durch die bereitgestellten Mittel die Durchführung der Untersuchung ermöglicht hat. Abschließend möchte der Verfasser es nicht versäumen, Frau I. Jurschek für das sorgfältige Schreiben des umfangreichen Manuskriptes und für die Hilfe bei der Anfertigung der Bilder und Diagramme zu danken.

Summary

The determination of nonlinear horizontal ship dynamics is commonly based on force measurements during captive model tests (planar motion model testing). In contrast to that the present paper introduces two identification methods which use the trajectories of freely manoeuvring ship models and full-size ships, respectively, or strictly speaking the velocity components u , v and r as well as the appropriate acceleration components $\dot{u}$, $\dot{v}$ and $\dot{r}$ as functions of time.

A comprehensive system of quasi-steady, nonlinear equations of motion, with no assumptions regarding the transverse symmetry of the ship hull, forms the basis of the methods. The first identification method is a numerical fit to the given acceleration records so as to determine the significant nonlinear terms of the mathematical model proposed (equation error method). This is done by application of a stepwise multiple regression analysis. The values determined serve as initial estimates for the second iterative method, which accomplishes an adjustment of the velocity records on the basis of a least-squares technique employing differential corrections (output error method). It is assumed that the data are relatively noise-free.

The methods are illustrated and tested by means of various examples. Firstly with numerically simulated, modified data to recognize any fundamental weaknesses of the methods, secondly with real test data for three different ship models acquired by means of a novel testing facility, the Computerized Planar Motion Carriage, and thirdly with published trial data for a full-size ship (USS 'Compass Island'). The results demonstrate that the estimated hydrodynamic coefficients reproduce very well the dynamic behaviour of the ships and models investigated.

In addition a modification of the applied mathematical model is proposed to obtain a better extrapolation of scale model results with regard to different propulsion engine dynamics. Under the assumption that it is possible to measure trajectories of full-size ships with an accuracy comparable to model measurements, it can be expected that the application of the proposed methods will supply at least empirical data about model-ship correlation to account for viscosity dependent scale effects.

1. Einleitung

In der jüngeren Vergangenheit hat sich auf dem Gebiet der Manövrierfähigkeit von Schiffen verstärkt die Entwicklung bemerkbar gemacht, die Bewegungen eines Schiffes durch nichtlineare Differentialgleichungssysteme darzustellen. Das ist im wesentlichen dadurch begründet, daß die bekannten linearen Bewegungsgleichungen nicht zur Simulation von Schiffsmanövern mit größeren Ruderwinkel- oder Kurswinkeländerungen und insbesondere nicht auf gierinstabile Schiffe angewendet werden können. Dabei spielt aber gerade die Möglichkeit einer umfassenden Darstellung von Schiffsbewegungen im Hinblick auf einen Einsatz für die sogenannten Shiphandling-Simulatoren oder auch für detaillierte Untersuchungen des aktiven Kollisionsschutzes eine bedeutende Rolle.

Wenngleich auch allgemeine Ansätze zur Beschreibung der Dynamik starrer Körper in Flüssigkeiten vorliegen, Schmiechen (1964), haben sich doch die quasistationären, nichtlinearen Systeme von Bewegungsgleichungen bewährt und durchgesetzt. Ihre Ableitung erfolgte unter der Voraussetzung, daß die hydrodynamischen Kräfte und Momente am manövrierenden Schiff mit hinreichender Genauigkeit als analytische Funktionen der momentanen Geschwindigkeiten, Beschleunigungen und der Ruderlage angesetzt und infolgedessen durch modifizierte Taylor-Reihenentwicklungen dargestellt werden können. Das erste umfassende Gleichungssystem dieser Art wurde von Abkowitz (1964) vorgelegt. Von Chislett und Strøm-Tejsen (1965) wurde dann in einer wegweisenden Arbeit gezeigt, daß es möglich ist, die hydrodynamischen Koeffizienten dieser Bewegungsgleichungen aus Kraftmessungen an gefesselten Schiffsmodellen zu ermitteln. Gleichzeitig zeigten die beiden genannten Autoren, daß die Simulation von Schiffsmanövern auf der Grundlage ihrer Versuchsergebnisse zu einer befriedigenden Übereinstimmung mit entsprechenden Großausführungsmessungen führt.

In dem Abkowitzschen Bewegungsmodell wird das Zusammenwirken zwischen Antriebsanlage und Propeller beim Manöver vereinfacht durch eine Näherungsbeziehung erfaßt, während Norrbin (1971) hingegen die Abhängigkeit des Propellerschubes von der Propellerdrehzahl und von der Längsgeschwindigkeit explizit berücksichtigt und eine zusätzliche Differentialgleichung für die Antriebsanlage einführt. Dadurch wird keine Abkehr von der grundlegenden Voraussetzung des quasistationären Verhaltens vollzogen, sondern man erreicht vielmehr durch die Einbeziehung der Propellerdrehzahl n eine größere Flexibilität bei der Simulation von Manövern.

Ein häufig geäußelter Einwand gegen derartige quasistationäre Ansätze richtet sich gegen die Vernachlässigung von Vorgeschichtseinflüssen, die wegen der Wellenbildung an der freien Wasseroberfläche sowie etwaiger Wirbelbildungen und Ablösungserscheinungen am Schiffsrumpf eigentlich erwartet werden müßten, Newman (1966). In Arbeiten von Bishop u.a. (1973, 1974) ist gezeigt worden, wie diese Vorgeschichtseinflüsse zumindest in einem linearen Systemansatz unter Verwendung von Impulsantwortfunktionen formal erfaßt werden können, wobei die hydrodynamischen Kräfte als Faltungsintegrale über der Zeit dargestellt werden. Ansätze ähnlicher Art finden sich auch bei anderen Autoren, wie zum Beispiel Cummins (1962) oder Schmiechen (1964). Für die vorliegende Problemstellung wurde der Einfluß der Bewegungsvorgeschichte nicht in Betracht gezogen, da der Effekt bei realistischen Schiffsbewegungen von untergeordneter Bedeutung ist, vgl. auch Burcher (1975b) und Nomoto (1975b).

Parallel zu der Entwicklung passender Bewegungsgleichungen sind auch die Versuchseinrichtungen für die Bestimmung der hydrodynamischen Koeffizienten dieser Bewegungsgleichungen ständig verändert und verbessert worden. Neben den bekannten Schrägschleppvorrichtungen und Rundlaufgeräten wurde dabei eine spezielle Versuchseinrichtung entwickelt, die heute allgemein unter dem Begriff "Planar-Motion-Mechanism" (PMM) bekannt ist. Diese erlaubt es, sowohl die geschwindigkeits- als auch die beschleunigungsabhängigen Kräfte an gefesselten Schiffsmodellen zu messen und dadurch die zugehörigen hydrodynamischen Koeffizienten zu ermitteln. Die besondere Entwicklung dieser neuen Versuchstechnik in den beiden letzten Dekaden, vom Oszillator mit kleiner Queramplitude bis zum großen xy -Wagen mit unabhängigen Antrieben, ist beispielsweise bei Grim u.a. (1976) beschrieben. Nicht zuletzt diese Entwicklung hat dazu geführt, daß sich die Versuche mit gefesselten Schiffsmodellen in Verbindung mit einer digitalen Manöversimulation einer wachsenden Beliebtheit erfreuen, Nomoto (1975a).

Daneben darf aber nicht übersehen werden, daß zahlreiche Versuchsanstalten auch Modellversuche mit freifahrenden (und manövrierenden) Schiffsmodellen ausführen. Die Auswertung derartiger Versuche wird häufig lediglich unter dem Aspekt des statistischen Vergleichs mit anderen Schiffen durchgeführt, vgl. Brix (1975), so daß das vorhandene Informationspotential nur zum Teil ausgenutzt wird. Eine volle Ausnutzung würde beispielsweise durch die Anwendung von Methoden der "System-Identifikation" erreicht, vorausgesetzt allerdings, daß passende mathematische Modelle vorhanden sind. Aufgrund der

Tatsache, daß die meisten Identifikationsverfahren sehr empfindlich gegenüber Meßfehlern und Störungen sind, erscheint eine Identifikation auf der Grundlage der kompletten Gl.systeme von Abkowitz (1964) oder Norrbin (1971) fast aussichtslos. Nicht zuletzt aus diesem Grunde werden deshalb häufig vereinfachte Gl.systeme mit nur wenigen Koeffizienten eingeführt, wie zum Beispiel von Leeuwen (1970), Kaplan u.a. (1972) oder Gill (1976). Auf dem Gebiet der Manövrierhydrodynamik ist der erste Versuch, die Koeffizienten eines umfangreicheren Gl.systems aus Versuchen mit freifahrenden Schiffsmodellen zu ermitteln, von Sukselainen (1975) unter Verwendung der Norrbinschen Bewegungsgleichungen durchgeführt worden. Allerdings ist seine Identifikation insofern nicht ganz vollständig, als für einige Trägheitsterme theoretische Schätzwerte angenommen und gleichzeitig die Ergebnisse aus Schrägschleppversuchen herangezogen werden, um auf diese Weise die Anzahl der zu bestimmenden Koeffizienten reduzieren zu können.

In der vorliegenden Arbeit wird versucht zu zeigen, daß es möglich ist, die hydrodynamischen Koeffizienten eines allgemeinen nichtlinearen Systems von Bewegungsgleichungen allein aus den Bahnkurven freimanövrierender Schiffsmodelle zu bestimmen. Die angewandten Verfahren beruhen auf zwei unterschiedlichen Prinzipien. So werden zunächst die für den jeweiligen Bewegungszustand relevanten Terme des allgemeinen Dgl.systems mit den zugehörigen hydrodynamischen Koeffizienten aus einer Betrachtung der drei Beschleunigungskomponenten $\ddot{u}$, $\ddot{v}$ und $\ddot{x}$ ermittelt. Daran anschließend kann, muß jedoch nicht unbedingt, eine verbesserte Anpassung der Schätzwerte auf der Grundlage der Geschwindigkeitskomponenten u , v und x erfolgen. Die Überprüfung beider Verfahren wird mit rechnerisch erzeugten Meßdaten, den Ergebnissen von Modellversuchen und - zusätzlich - von Großausführungsmessungen durchgeführt.

2. Bewegungsgleichungen für Oberflächenfahrzeuge

Die Aufstellung von Bewegungsgleichungen für ein Schiff oder für ein Schiffsmodell, die eine genaue mathematische Erfassung der resultierenden Bewegungen bei Manövriervorgängen ermöglichen, bildet ein wichtiges Teilproblem der Schiffshydrodynamik, dessen Bedeutung - wie bereits ausgeführt - in der jüngeren Vergangenheit stetig zugenommen hat.

Ein Großteil der Schwierigkeiten bei der Lösung dieses Problems ist 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 Steuervorrichtungen - wie dem Heckruder - 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.

Ganz allgemein gesprochen geht es bei der Betrachtung des manövrierenden Schiffes im wesentlichen darum, die auf den Schiffsrumpf und seine Anhänge wirkenden hydrodynamischen Kräfte und Momente in mathematisch geeigneter Form darzustellen und dabei alle relevanten Einflüsse zu erfassen. Bei der hier vorgegebenen Zielsetzung, einer Ermittlung der Manöviereigenschaften von Schiffen bzw. Schiffsmodellen aus gemessenen Bewegungsabläufen, spielt insbesondere die mathematische Form eine entscheidende Rolle.

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 aus, das sich mit dem Körper (Schiff) bewegt und dessen Ursprung sich im Gewicht- oder Massenschwerpunkt G befindet. Im normalen Versuchsbetrieb ist es häufig jedoch sinnvoller, bei der Festlegung des jeweiligen Koordinatenursprungs flexibel zu sein und zum Beispiel die stets zweifelsfrei festliegende Hauptspantebene als Bezugsebene zu wählen. Die Ableitung der Bewegungsgleichungen

muß demnach für ein Bezugssystem erfolgen, dessen Achsen parallel zu den Hauptträgheitsachsen des Körpers verschoben sind. Einzelheiten dieser Ableitung können einer früheren Arbeit des Verfassers, Oltmann (1972), entnommen werden. Im folgenden wird nur das Ergebnis für den Spezialfall der ebenen, horizontalen Bewegung mit einer Verschiebung des Bezugspunktes in x -Richtung mitgeteilt. Das zugehörige Koordinatensystem ist in Abb. 1 dargestellt.

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

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

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

Die Darstellung der hydrodynamischen Kraftwirkungen X , Y und N im Gleichungssystem (1) für ein bestimmtes, vorgegebenes Schiff kann bei bekannten Eigenschaften der umgebenden Flüssigkeit zunächst durch einen allgemeinen formalen Ansatz in Abhängigkeit von der Orientierung in der horizontalen Ebene, von den Bewegungsgrößen sowie von den charakteristischen Größen des Steuer- und des Propulsionsorgans erfolgen.

$$\left. \begin{array}{l} X \\ Y \\ N \end{array} \right\} = f(x_0, y_0, \psi; u, v, r, \dot{u}, \dot{v}, \dot{r}; \delta, \dot{\delta}, \ddot{\delta}; n, \dot{n}) \quad (2)$$

Eine Reduzierung der Variablen dieses Ansatzes, Gl. (2), ergibt sich zum einen durch die Voraussetzung, daß sich das betrachtete Schiff an der Oberfläche einer ansonsten unbegrenzten Flüssigkeit bewegen soll und die hydrodynamischen Kräfte infolgedessen im Gegensatz zu einer Bewegung in einem engen und flachen Kanal unabhängig von der Lage in der horizontalen Ebene sind. Zum anderen kann angenommen werden, daß die durch das Ruder auf den Schiffskörper induzierten Kräfte und Momente im wesentlichen nur vom Rudertagenwinkel δ abhängen und daß die direkten Wirkungen der Geschwindigkeits- und Beschleunigungsgrößen $\dot{\delta}$ und $\ddot{\delta}$ bei der Behandlung von Manövrierproblemen vernachlässigt werden können. Daraus folgt für den formalen Ansatz, Gl. (2),

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

Wenn man davon ausgeht, daß die hydrodynamischen Kraftwirkungen in erster Näherung als Reaktionen auf die jeweiligen momentanen Geschwindigkeits- und Beschleunigungsgrößen erfolgen, dann ergibt sich durch die Anwendung des Taylorschen Satzes für eine Funktion mit mehreren Variablen eine einfache Möglichkeit, einen funktionellen mathematischen Zusammenhang zwischen den Kraftkomponenten X und Y oder dem Moment N und den Variablen des formalen Ansatzes, Gl. (3), herzustellen. Notwendige Voraussetzung ist allerdings, daß die betrachtete Funktion im untersuchten Teilbereich beliebig oft differenzierbar ist. Diese Annahme dürfte jedoch bei den in Frage kommenden horizontalen Schiffsbewegungen im allgemeinen zutreffen. Auf diese Weise wird es möglich, Bewegungsgleichungen mit linearen und nichtlinearen Termen, deren konstante Koeffizienten nur von den geometrischen Abmessungen bzw. der Spantcharakteristik des Schiffskörpers und von den physikalischen Gegebenheiten des Wassers abhängen, abzuleiten.

Die konsequente Anwendung der Taylorschen Reihenentwicklung für die Ableitung eines quasistationären, nichtlinearen Systems von Bewegungsgleichungen wurde erstmalig von Abkowitz (1964) durchgeführt. Als Ausgangspunkt für die Entwicklung wurde der Bewegungszustand des Schiffes gewählt, von dem aus im Normalfall die Manöver eingeleitet werden, die Fahrt auf geradem Kurs mit konstanter Geschwindigkeit U_0 . Es handelt sich dabei um einen echten Gleichgewichtszustand, da durch das Fehlen jeglicher Beschleunigungen keine äußeren Kräfte auf den Schiffskörper wirken und der auftretende Widerstand einschließlich der Sogwirkung durch die Propellerkräfte aufgehoben wird. Wichtig ist außerdem, daß die Anfangswerte der Variablen v und r identisch Null sind und daß infolgedessen die notwendige Variablenänderung durch die Variablen selbst ersetzt werden kann. Für die Längsgeschwindigkeit u und, beim Einschrauber, für den Ruderwinkel δ trifft dies nicht zu. Allerdings ist der neutrale Ruderwinkel, der die propellerbedingte Unsymmetrie kompensiert, im allgemeinen relativ klein, so daß in 1. Näherung auch hier die Variablenänderung durch die Variable selbst ersetzt werden kann. Der Vollständigkeit halber muß noch erwähnt werden, daß der Einfluß des Propulsionsorgans auf die Bewegungen, in dem formalen Ansatz (3) durch die Variablen n und $\dot{n}$ gekennzeichnet, von Abkowitz (1964) zunächst ausgeklammert wird. Über eine Hilfsfunktion $f(\Delta u)$ in der Gleichung für die Längskomponente X der hydrodynamischen Kraft findet er allerdings indirekt Berücksichtigung.

Des weiteren werden von Abkowitz (1964) einige Annahmen gemacht, die auf potentialtheoretischen Überlegungen für vollgetauchte Körper basieren und die zu einer deutlichen Reduzierung der Terme bei der formalen Anwendung der Taylorschen Formel führen. Das ist einmal die Annahme, daß die beschleunigungsabhängigen Anteile in den Kraftwirkungen bereits durch lineare Terme, entsprechend den klassischen hydrodynamischen Massen, vollständig erfaßt werden. Weiterhin wird vorausgesetzt, daß Kopplungen zwischen Geschwindigkeiten und Beschleunigungen nicht auftreten bzw. vernachlässigt werden können. Eine neuere experimentelle Untersuchung hat gezeigt, daß gerade die letztere Annahme nicht ohne weiteres aufrechterhalten werden kann. Einzelheiten zu der ausgeprägten Kopplung zwischen der Seitengeschwindigkeit v und ihrer zugehörigen Beschleunigungskomponente $\dot{v}$ im Modellversuch mit gefesselten Schiffsmodellen können beispielsweise den Arbeiten von Grim u.a. (1976) oder Oltmann und Wolff (1976) entnommen werden. Inwieweit sich jedoch derartige Kopplungsterme auf die praktische Anwendung von Bewegungsgleichungen bei der rechnerischen Simulation von Schiffsmanövern auswirken, muß noch detailliert untersucht werden.

Nach ergänzenden Betrachtungen über die Konsequenzen, die sich aus der vorhandenen Symmetrie des Schiffskörpers zur xz -Ebene ergeben und die zu einer weiteren Reduzierung der berücksichtigten Terme führen, folgt mit dem Dgl. system (4) das von Abkowitz entwickelte und von Strøm-Tejsen (1965) erstmals in praxi angewandte nichtlineare mathematische Modell für ebene, horizontale Schiffsbewegungen.

$$(m - X_{\dot{u}}^{\bullet})\dot{u} = f_1(u, v, r, \delta) \quad (4a)$$

$$(m - Y_{\dot{v}}^{\bullet})\dot{v} + (mx_G - Y_{\dot{r}}^{\bullet})\dot{r} = f_2(u, v, r, \delta) \quad (4b)$$

$$(I_{zz} - N_{\dot{r}}^{\bullet})\dot{r} + (mx_G - N_{\dot{v}}^{\bullet})\dot{v} = f_3(u, v, r, \delta) \quad (4c)$$

mit

$$\begin{aligned}
f_1(u, v, r, \delta) = & X_u \Delta u + \frac{1}{2} X_{uu} \Delta u^2 + \frac{1}{6} X_{uuu} \Delta u^3 + \\
& + \frac{1}{2} X_{vv} v^2 + \left(\frac{1}{2} X_{rr} + m x_G \right) r^2 + \frac{1}{2} X_{\delta\delta} \delta^2 + \\
& + \frac{1}{2} X_{vvu} v^2 \Delta u + \frac{1}{2} X_{rru} r^2 \Delta u + \frac{1}{2} X_{\delta\delta u} \delta^2 \Delta u + \\
& + (X_{vr} + m) vr + X_{v\delta} v\delta + X_{r\delta} r\delta + \\
& + X_{vru} vr \Delta u + X_{v\delta u} v\delta \Delta u + X_{r\delta u} r\delta \Delta u
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
f_2(u, v, r, \delta) = & Y_* + Y_{*u} \Delta u + Y_{*uu} \Delta u^2 + \\
& + Y_v v + \frac{1}{6} Y_{vvv} v^3 + \frac{1}{2} Y_{vrr} vr^2 + \frac{1}{2} Y_{v\delta\delta} v\delta^2 + \\
& + Y_{vu} v \Delta u + \frac{1}{2} Y_{vu u} v \Delta u^2 + \\
& + (Y_r - mu) r + \frac{1}{6} Y_{rrr} r^3 + \frac{1}{2} Y_{rvv} rv^2 + \frac{1}{2} Y_{r\delta\delta} r\delta^2 + \\
& + Y_{ru} r \Delta u + \frac{1}{2} Y_{ru u} r \Delta u^2 + \\
& + Y_\delta \delta + \frac{1}{6} Y_{\delta\delta\delta} \delta^3 + \frac{1}{2} Y_{\delta vv} \delta v^2 + \frac{1}{2} Y_{\delta rr} \delta r^2 + \\
& + Y_{\delta u} \delta \Delta u + \frac{1}{2} Y_{\delta u u} \delta \Delta u^2 + Y_{vr\delta} vr\delta
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
f_3(u, v, r, \delta) = & N_* + N_{*u} \Delta u + N_{*uu} \Delta u^2 + \\
& + N_v v + \frac{1}{6} N_{vvv} v^3 + \frac{1}{2} N_{vrr} vr^2 + \frac{1}{2} N_{v\delta\delta} v\delta^2 + \\
& + N_{vu} v \Delta u + \frac{1}{2} N_{vu u} v \Delta u^2 + \\
& + (N_r - m x_G^u) r + \frac{1}{6} N_{rrr} r^3 + \frac{1}{2} N_{rvv} rv^2 + \frac{1}{2} N_{r\delta\delta} r\delta^2 + \\
& + N_{ru} r \Delta u + \frac{1}{2} N_{ru u} r \Delta u^2 + \\
& + N_\delta \delta + \frac{1}{6} N_{\delta\delta\delta} \delta^3 + \frac{1}{2} N_{\delta vv} \delta v^2 + \frac{1}{2} N_{\delta rr} \delta r^2 + \\
& + N_{\delta u} \delta \Delta u + \frac{1}{2} N_{\delta u u} \delta \Delta u^2 + N_{vr\delta} vr\delta
\end{aligned}$$

und $\Delta u = u - U_o$

Neben dem unbestrittenen Fortschritt, den das Abkowitzsche nicht-lineare Bewegungsmodell zweifellos repräsentiert, sollen jedoch auch einige Bedenken gegen die vorliegende Art der mathematischen Darstellung nicht unausgesprochen bleiben. Diese Bedenken oder Einwände wurden insbesondere in einer Arbeit von Newman (1966) zum Ausdruck gebracht und stehen stellvertretend für gleichlautende Meinungen.

Der Haupteinwand von Newman (1966) richtet sich gegen die Annahme, daß die hydrodynamischen Kräfte und Momente als analytische Funktionen der momentanen Geschwindigkeiten und Beschleunigungen des Körpers, im allgemeinen als quasistationäres Verhalten bezeichnet, dargestellt werden, weil dadurch alle anderen Besonderheiten der Bewegung vernachlässigt werden. Dies gilt insbesondere für die sogenannten Vorgeschichtseinflüsse, die im Zusammenhang mit der vorhandenen freien Wasseroberfläche sowie möglichen Ablösungserscheinungen und Wirbelbildungen entstehen und die daher eine Darstellung der hydrodynamischen Kräfte als Faltungsintegrale über den gesamten zeitlichen Verlauf der Bewegung verlangen. Ein zweiter Einwand bezieht sich auf die Darstellung nichtlinearer Effekte, wie sie beispielsweise durch den Ablösungswiderstand hervorgerufen werden. Für einen schlanken, zur xz -Ebene symmetrischen Körper ist sowohl theoretisch als auch experimentell gezeigt worden, daß in dem einfachen Fall einer stationären Bewegung mit konstantem Driftwinkel β die Seitenkraft Y proportional dem Ausdruck $(\beta|\beta|)$, einer ungeraden, quadratischen Größe, ist. In der von Abkowitz abgeleiteten Beziehung werden dagegen derartige nichtlineare Effekte durch ungerade kubische Terme der Form $(Y_{vvv} v^3)$ dargestellt, während quadratische Terme wegen der Schiffskörpersymmetrie unberücksichtigt bleiben. Nicht zuletzt dieser letztere Einwand Newmans dürfte dazu geführt haben, daß beispielsweise Smitt und Chislett (1974) bei ihren ausführlichen Untersuchungen mit dem MARINER-Standardschiff das Abkowitzsche Dgl.system (4) entsprechend modifiziert haben.

Es ist allgemein in der Hydrodynamik üblich, sich dimensionsloser Beiwerte oder Gleichungen zu bedienen, weil dadurch beispielsweise eine bequeme Möglichkeit zur Übertragung von Modellversuchsergebnissen gegeben ist. Außerdem besitzen sie auch eine gewisse Allgemeingültigkeit, weil auf diese Weise die Haupteffekte aus der Körperform, der Geschwindigkeit und den Flüssigkeitseigenschaften mit erfaßt werden. Auf dem Spezialgebiet der ebenen, horizontalen Schiffsbewegungen haben sich bei der Bildung dimensionsloser Werte die physikalischen Größen Länge (L), Geschwindigkeit (U) und Dichte der Flüssig-

$$\begin{aligned}
(k_{zz}'' - N_r'') \dot{r} = & L^{-1} (N_v'' - x_G'') \dot{v} + L^{-1} (N_{ur}'' - x_G'') u r + \\
& + L^{-3/2} g^{-1/2} \frac{1}{2} N_{uur}'' u^2 r + L^{-2} N_{uv}'' uv + \\
& + L^{-5/2} g^{-1/2} \frac{1}{2} N_{uvw}'' u^2 v + L^{-2} \frac{1}{2} N_{|v|v}'' |v|v + \frac{1}{2} N_{|r|r}'' |r|r + \\
& + L^{-1} N_{|v|r}'' |v|r + L^{-1} N_{v|r}'' v|r| + \\
& + L^{-2} \frac{1}{2} N_{ce\delta}'' c^2 \delta_e + L^{-1} k_N g T''
\end{aligned} \tag{5c}$$

Das Dgl.system (5) ist insofern unvollständig, als es noch einiger Ergänzungen bedarf, um die Einflüsse von Propeller und Antriebsmaschine auf den Bewegungsablauf vollständig zu erfassen. So wird einmal der Sachverhalt, daß das Ruder normalerweise im Schraubenstrahl angeordnet ist, von Norrbin (1971) durch die Definition einer effektiven Ruderanströmgeschwindigkeit c berücksichtigt.

$$c^2 = \frac{1}{2} c_{uu} u^2 + c_{un} un + \frac{1}{2} c_{|n|n} |n|n + \frac{1}{2} c_{nn} n^2 \tag{6}$$

Die unbestimmten Koeffizienten der Gl. (6) können näherungsweise mit Hilfe der einfachen Schraubenstrahltheorie nach Rankine und Froude ermittelt werden, wobei die erforderliche Schubbelastung durch eine Parabelnäherung als Funktion der Fortschrittsziffer J ausgedrückt wird.

Neben dem Propellerschub T , der von Norrbin in Anlehnung an Gl. (6) ebenfalls durch eine Beziehung der Form

$$g T'' = L^{-1} \frac{1}{2} T_{uu}'' u^2 + T_{un}'' un + L \frac{1}{2} T_{|n|n}'' |n|n + L \frac{1}{2} T_{nn}'' n^2 \tag{7}$$

dargestellt wird, ist vor allem das Zusammenwirken von Antriebsmaschine und Propeller von Bedeutung. Das Verhalten dieser beiden Systemkomponenten, die über die Wellenleitung und über ein eventuell vorhandenes Getriebe mechanisch gekoppelt sind, kann durch die folgende einfache Differentialgleichung beschrieben werden.

keit (ρ) als vorteilhaft erwiesen, und sie werden entsprechend bei der praktischen Anwendung des Abkowitzschen Dgl.systems (4) berücksichtigt. Abweichend von dieser Norm macht Norrbin (1971) bei der Bestimmung dimensionsloser Beiwerte von einer neuen Methode Gebrauch, die die Körpermasse $m = \rho \nabla$, die Körperlänge L und die Erdbeschleunigung g als physikalische Grundgrößen verwendet¹⁾, und verzichtet damit bewußt auf die direkte Erfassung der bei hydrodynamischen Vorgängen sehr häufig zu beobachtende quadratische Abhängigkeit der Kräfte und Momente von der Geschwindigkeit U . Sein Gleichungssystem, das im übrigen von einer Taylor-Entwicklung um den Punkt $u = 0$ ausgeht, ist nun dergestalt aufgebaut, daß dimensionslose hydrodynamische Koeffizienten bzw. partielle Ableitungsterme in Verbindung mit dimensionsbehafteten Zustandsvariablen das mathematische Modell für die Bewegung eines Schiffes auf unbegrenzter Wassertiefe bilden, Dgl.system (5).

$$\begin{aligned}
 (1 - X_{\dot{u}}'') \dot{u} = & L^{-1} \frac{1}{2} X_{uu}'' u^2 + L^{-2} \frac{1}{24} X_{uuuu}'' u^4 + g T'' (1 - t) + \\
 & + (1 + X_{vr}'') v r + L (x_G'' + \frac{1}{2} X_{rr}'') r^2 + \\
 & + L^{-2} g^{-1} \frac{1}{6} X_{u|v|vv}'' u |v| v^2 + L^{-1} \frac{1}{4} X_{cc\delta\delta}'' c^2 \delta_e^2
 \end{aligned} \quad (5a)$$

$$\begin{aligned}
 (1 - Y_{\dot{v}}'') \dot{v} = & L (Y_{\dot{r}}'' - x_G'') \dot{r} + (Y_{ur}'' - 1) u r + L^{-1/2} g^{-1/2} \frac{1}{2} Y_{uur}'' u^2 r + \\
 & + L^{-1} Y_{uv}'' uv + L^{-3/2} g^{-1/2} \frac{1}{2} Y_{uuv}'' u^2 v + \\
 & + L^{-1} \frac{1}{2} Y_{|v|v}'' |v| v + L \frac{1}{2} Y_{|r|r}'' |r| r + Y_{|v|r}'' |v| r + \\
 & + Y_{v|r}'' v |r| + L^{-1} \frac{1}{2} Y_{cc\delta}'' c^2 \delta_e + k_Y g T''
 \end{aligned} \quad (5b)$$

¹⁾ Im Gegensatz zum üblichen "Prime"-System ("Strich"-System) verwendet Norrbin (1971) für seine Methode den Ausdruck "Bis"-System und kennzeichnet die entsprechenden Beiwerte durch einen "Doppelstrich".

$$2\pi \frac{d}{dt} (I_{EP} n) = Q_E - Q - Q_F \quad (8)$$

Setzt man voraus, daß die Summe der Trägheitsmomente von Antriebsmaschine, Getriebe, Propellerwelle und Propeller einschließlich hydrodynamischem Anteil, dargestellt durch I_{EP} , konstant bleibt, vereinfacht sich Gl. (8) zu

$$2\pi I_{EP} \dot{n} = Q_E - Q - Q_F \quad (9)$$

bzw. in der Norrbinschen Schreibweise zu

$$2\pi I_{EP} \dot{n} = g L^{-1} (Q_E'' - Q'' - Q_F'') \quad (10)$$

Die einzelnen Momentencharakteristiken (für Maschine, Propeller und mechanische Verluste), auf die jedoch nicht näher eingegangen werden soll, werden wiederum durch Näherungsbeziehungen, ähnlich den Gln. (6) und (7), darstellt.

Abgesehen von den unterschiedlichen Bezugsgrößen bei der Einführung dimensionsloser Beiwerte, unterscheiden sich die beiden vorgestellten Gleichungssysteme für die Darstellung von Schiffsbewegungen im wesentlichen nur in zwei Punkten. Zum einen werden bei Norrbins (1971) die Einflüsse von Antriebsanlage und Propeller auf die Bewegungen sehr viel detaillierter erfaßt. Zum anderen stellt Norrbins, im Gegensatz zu Abkowitz (1964), die nichtlinearen hydrodynamischen Effekte bei der Seitenkraft Y und dem Moment N in Anlehnung an den Einwand Newmans (1966) konsequent durch ungerade, quadratische Terme der allgemeinen Form $a|b|$ dar.

Im Hinblick auf das vorliegende Problem, die Bestimmung der umfassenden Manövriereigenschaften eines Schiffsmodells, stellt sich naturgemäß die Frage, inwieweit die beiden vorgestellten mathematischen Bewegungsmodelle für eine derartige Aufgabenstellung geeignet sind. Bevor diese Frage jedoch im einzelnen diskutiert wird, bedarf es noch einer notwendigen Begriffsdefinition. Der Zustand eines dynamischen Systems wird durch eine Mindestzahl von Variablen, den sogenannten Zustandsvariablen, charakterisiert, die es zusammen mit vorgegebenen Eingangs- oder Kontrollfunktionen ermöglichen, das zukünftige dynamische Verhalten des Systems für $t > t_0$ rechnerisch zu be-

stimmen. Bezogen auf das System 'Schiff' bedeutet das, daß die Geschwindigkeitskomponenten u , v und x sowie die Propellerdrehzahl n als Zustandsvariable im Sinne der obigen Definition aufzufassen sind. Der zeitliche Verlauf des Ruderwinkels δ stellt die Eingangsfunktion des Systems dar.

Die Beantwortung der Frage nach der Anwendbarkeit der beiden Bewegungsmodelle wird im wesentlichen durch zwei Forderungen bestimmt. Zum einen sollte aus numerischen und versuchstechnischen Gründen die Anzahl der Zustandsvariablen so gering wie möglich gehalten werden, ohne allerdings die Simulationsmöglichkeiten auf mäßige Bewegungen im linearen Bereich zu beschränken. Zum anderen sollten die hydrodynamischen Koeffizienten der Differentialgleichungen weitgehend geschwindigkeitsunabhängig, d.h. konstant sein.

Betrachtet man zunächst die erste Forderung, dann wird deutlich, daß das Abkowitzsche Modell, Gl.system (4), gegenüber dem von Norrbin vorgelegten Gl.system, Gln. (5) bis (10), insofern von Vorteil ist, als es die geringere Anzahl von Zustandsvariablen berücksichtigt. Weiterhin ist davon auszugehen, daß für die Abschätzung der hydrodynamischen Koeffizienten durch Identifikationsverfahren in erster Linie Versuche mit freimanövrierenden Schiffsmodellen in Frage kommen. Das wiederum bedeutet, daß die Propellerdrehzahl n als Zustandsvariable in erster Näherung vernachlässigt werden kann, da erfahrungsgemäß nur geringfügige Drehzahländerungen auftreten, vgl. Oltmann (1974).

Die Forderung nach geschwindigkeitsunabhängigen Koeffizienten der Bewegungsgleichungen läßt sich näherungsweise durch die Einführung dimensionsloser Gleichungssysteme realisieren. Allerdings sollte beachtet werden, daß eine dimensionslose Darstellung der Differentialgleichungen bei der rechnerischen Simulation von Bewegungen insofern ungünstig ist, als eine ständige Umrechnung von dimensionslosen auf dimensionsbehaftete Größen und umgekehrt vorgenommen werden muß, und es infolgedessen zu unerwünschten Ungenauigkeiten aufgrund von Rundungsfehlern führen kann. Auch bei der Anwendung von Identifikationsverfahren werden die numerischen Probleme reduziert, wenn mit den gemessenen, d.h. dimensionsbehafteten Zustandsvariablen operiert wird. Es muß deshalb eine Form der Bewegungsgleichungen gefunden werden, die den genannten Ansprüchen genügt. Ausgehend von der dimensionslosen Form des Dgl.systems (4) gelingt dies in einfachster Form, indem die einzelnen Kompo-

nenten der Gleichungen (4a) und (4b) mit dem Ausdruck $(\rho u^2 L^2/2)$ und die Komponenten der Gleichung (4c) jeweils mit $(\rho u^2 L^3/2)$ multipliziert werden. Die dimensionslosen Zustandsvariablen werden gleichzeitig als Quotienten von Zustandsvariable und Bezugsgröße ausgedrückt. Anschließend erfolgt eine Auflösung nach den Beschleunigungskomponenten $\ddot{u}$, $\ddot{v}$ und $\ddot{r}$, wobei gleichzeitig eine Entkopplung zwischen $\ddot{v}$ und $\ddot{r}$ vorgenommen wird. Das Ergebnis dieses Vorgehens stellt das Dgl.system (11) dar, das die Grundlage für alle weiteren Betrachtungen bildet.

Zum besseren Verständnis muß noch hinzugefügt werden, daß - abweichend von den Abkowitzschen Intentionen - bei der Ableitung des Dgl.systems (11) nicht nur die in dem Dgl.system (4) aufgeführten Terme berücksichtigt wurden. Es wurde vielmehr ein allgemeinerer, d.h. umfassenderer Ansatz verwendet,

$$\begin{aligned} \ddot{u} &= f(u, v, r, \delta) \\ &= A_1 u \Delta u + A_2 \Delta u^2 + A_3 \frac{\Delta u^3}{u} + \\ &+ A_4 v^2 + A_5 r^2 + A_6 u^2 \delta^2 + A_7 v r + A_8 u v \delta + \\ &+ A_9 u r \delta + A_{10} \frac{v^2 \Delta u}{u} + A_{11} \frac{r^2 \Delta u}{u} + A_{12} u \delta^2 \Delta u + A_{13} u v + \\ &+ A_{14} v \Delta u + A_{15} \frac{v \Delta u^2}{u} + A_{16} u r + A_{17} r \Delta u + A_{18} \frac{r \Delta u^2}{u} + \\ &+ A_{19} \frac{v r \Delta u}{u} + A_{20} v \delta \Delta u + A_{21} r \delta \Delta u + A_{22} v^2 \delta + A_{23} r^2 \delta + \\ &+ A_{24} u^2 \delta + A_{25} u \delta \Delta u + A_{26} \delta \Delta u^2 \end{aligned} \quad (11a)$$

$$\begin{aligned} \ddot{v} &= g(u, v, r, \delta) \\ &= B_1 u^2 + B_2 u \Delta u + B_3 u v + B_4 v^2 + B_5 \frac{v^3}{u} + \\ &+ B_6 \frac{v r^2}{u} + B_7 u v \delta^2 + B_8 v \Delta u + B_9 \frac{v \Delta u^2}{u} + B_{10} u r + \\ &+ B_{11} r^2 + B_{12} \frac{r^3}{u} + B_{13} \frac{r v^2}{u} + B_{14} u r \delta^2 + B_{15} r \Delta u + \\ &+ B_{16} \frac{r \Delta u^2}{u} + B_{17} u^2 \delta + B_{18} u^2 \delta^2 + B_{19} u^2 \delta^3 + B_{20} v^2 \delta + \\ &+ B_{21} r^2 \delta + B_{22} u \delta \Delta u + B_{23} \delta \Delta u^2 + B_{24} v r \delta + B_{25} u v \delta + \\ &+ B_{26} v \delta \Delta u + B_{27} u r \delta + B_{28} r \delta \Delta u + B_{29} v r + B_{30} \frac{v r \Delta u}{u} + \\ &+ B_{31} v |v| + B_{32} r |r| + B_{33} v |r| + B_{34} r |v| \end{aligned} \quad (11b)$$

$$\begin{aligned}
\dot{r} &= h(u, v, r, \delta) \\
&= C_1 u^2 + C_2 u \Delta u + C_3 u v + C_4 v^2 + C_5 \frac{v^3}{u} + \\
&+ C_6 \frac{v r^2}{u} + C_7 u v \delta^2 + C_8 v \Delta u + C_9 \frac{v \Delta u^2}{u} + C_{10} u r + \\
&+ C_{11} r^2 + C_{12} \frac{r^3}{u} + C_{13} \frac{r v^2}{u} + C_{14} u r \delta^2 + C_{15} r \Delta u + \\
&+ C_{16} \frac{r \Delta u^2}{u} + C_{17} u^2 \delta + C_{18} u^2 \delta^2 + C_{19} u^2 \delta^3 + C_{20} v^2 \delta + \\
&+ C_{21} r^2 \delta + C_{22} u \delta \Delta u + C_{23} \delta \Delta u^2 + C_{24} v r \delta + C_{25} u v \delta + \\
&+ C_{26} v \delta \Delta u + C_{27} u r \delta + C_{28} r \delta \Delta u + C_{29} v r + C_{30} \frac{v r \Delta u}{u} + \\
&+ C_{31} v |v| + C_{32} r |r| + C_{33} v |r| + C_{34} r |v| \quad (11c)
\end{aligned}$$

mit $\Delta u = u - U_0$

der insbesondere nicht von einer Symmetrie des Gesamtsystems 'Schiffskörper + Ruder + Propeller' zur Mittellängsebene ausgeht. Das kommt unter anderem dadurch zum Ausdruck, daß in der Gl. (11a), der modifizierten Längskraftgleichung, auch lineare Abhängigkeiten von der Seitengeschwindigkeit v , der Drehgeschwindigkeit r oder dem Ruderlagenwinkel δ zugelassen werden.

Die Frage nach der Darstellung von nichtlinearen hydrodynamischen Effekten durch quadratische oder durch kubische Terme, wie sie von Newman (1966) ausgelöst wurde, wurde dadurch umgangen, indem in den Ansätzen für die Seitenkraft Y und das Moment N bzw. für $\dot{v}$ und $\dot{r}$ nichtlineare Glieder 2. und 3. Ordnung in v und r eingeführt wurden. Dieser Kompromiß, der vor allem im Zusammenhang mit dem in Abschnitt 3.2. beschriebenen Identifikationsverfahren gesehen werden muß, ist insofern sinnvoll, als jeder Potenzreihenansatz wegen der vernachlässigten Vorgeschichtseinflüsse immer nur einen unvollkommenen Ersatz für die realen Verhältnisse bildet.

3. Identifikationsverfahren

3.1 Allgemeines

Der Begriff 'System-Identifikation', der in der modernen Regelungstechnik geprägt wurde, kennzeichnet zunächst ganz allgemein die Art der Darstellung der dynamischen Eigenschaften eines realen technischen Systems in Form eines mathematischen Modells, welches wiederum dazu dient, das Verhalten dieses Systems unter bestimmten vorgegebenen Bedingungen vorausszusagen. Neben der Ermittlung der Struktur des mathematischen Modells umfaßt die System-Identifikation dabei auch die Bestimmung oder Schätzung der zugehörigen signifikanten Koeffizienten, die vielfach auch als Modellparameter bezeichnet werden.

Setzt man voraus, daß die erste Teilaufgabe, die Ermittlung der mathematischen Struktur, durch die im Abschnitt 2 abgeleiteten Bewegungsgleichungen für die Darstellung von Schiffsbewegungen, Dgl.system (11), zumindest annähernd gelöst ist, dann reduziert sich die Fragestellung im folgenden auf die Bestimmung bzw. Abschätzung der zugehörigen hydrodynamischen Koeffizienten. Die einfachste Lösung dieses wichtigen Teilproblems besteht bekanntermaßen darin, die gesuchten Koeffizienten oder Parameter durch Kraftmessungen an gefesselten Schiffsmodellen unter Vorgabe von Zwangsbewegungen zu ermitteln. Diese Vorgehensweise ist jedoch mit einem unverhältnismäßig hohen Versuchsaufwand verbunden, wobei außerdem einige Koeffizienten oder Koeffizientengruppen unabhängig voneinander, d.h. ohne die Berücksichtigung etwaiger Kopplungen, ermittelt werden. Erschwerend kommt weiterhin noch hinzu, daß die erforderlichen Versuchseinrichtungen nicht immer zur Verfügung stehen.

Eine alternative Möglichkeit zur Bestimmung der hydrodynamischen Koeffizienten von Bewegungsgleichungen besteht darin, die aufgemessenen Bahnkurven oder Bewegungsgrößen eines Schiffes bzw. eines Schiffsmodells in entsprechender Weise auszuwerten. Ein derartiges Verfahren entspricht im besonderen Maße den Intentionen einer System-Identifikation, zumal in diesem Falle das Gesamtsystem 'Schiffskörper + Antriebsanlage + Propeller + Ruder' unter der Wirkung seiner Führungs- oder Kontrollfunktion, dem zeitlichen Verlauf des Ruderlagenwinkels δ , betrachtet wird. Ein besonderes Problem bei dieser Art der Koeffizientenermittlung stellt jedoch die relativ große Anzahl von unbekannten Koeffizienten in den umfassenden nichtlinearen Bewegungs-

gleichungen dar, so daß immer wieder der Versuch unternommen wird, das dynamische Verhalten eines Schiffes mit einfacheren mathematischen Modellen darzustellen.

Ein erster Schritt in Richtung auf eine direkte System-Identifikation bei gleichzeitig starker Vereinfachung der Bewegungsgleichungen wird in Arbeiten von Goodman und Sargent (1971) bzw. Kaplan, Sargent und Goodman (1972) beschrieben. Die Ausgangsbasis ihrer Betrachtungen bildet ein Gleichungssystem mit elf unbekannten Koeffizienten, das im Prinzip den gleichen Aufbau wie das vorliegende Dgl.system (11) hat.

$$\dot{u} = f(u) + \tilde{C}_1 v^2 + \tilde{C}_2 r^2 + \tilde{C}_3 u^2 \delta^2 \quad (12a)$$

$$\dot{v} = \tilde{C}_4 uv + \tilde{C}_5 ur + \tilde{C}_6 \frac{rv^2}{u} + \tilde{C}_7 u^2 \delta \quad (12b)$$

$$\dot{r} = \tilde{C}_8 uv + \tilde{C}_9 ur + \tilde{C}_{10} \frac{rv^2}{u} + \tilde{C}_{11} u^2 \delta \quad (12c)$$

Abgesehen von den drei Koeffizienten $\tilde{C}_1$, $\tilde{C}_2$ und $\tilde{C}_3$ in der modifizierten Längskraftgleichung des Gl.systems (12) werden die beim System 'Schiff' zweifellos vorhandenen nichtlinearen hydrodynamischen Kraftwirkungen nur durch die Koeffizienten $\tilde{C}_6$ und $\tilde{C}_{10}$ berücksichtigt. Das ist im wesentlichen darauf zurückzuführen, daß die zugehörigen Terme von Strøm-Tejsen (1965) aufgrund von umfangreichen Untersuchungen mit dem MARINER-Standardschiff als vorrangig gegenüber anderen Termen eingestuft wurden. Als eine gewisse Einschränkung ist außerdem die Tatsache zu bewerten, daß die Funktion $f(u)$, die den Einfluß von Antriebsmaschine und Propeller auf die Beschleunigungskomponente $\dot{u}$ zusammenfaßt, als bekannt vorausgesetzt und demzufolge bei der Identifikation und Schätzung der Koeffizienten ausgeklammert wird.

Die eigentliche Schätzung der elf unbekannten Koeffizienten des Dgl.systems (12) erfolgt normalerweise aus den gemessenen zeitlichen Verläufen der Zustandsvariablen u , v und r sowie der zugehörigen Kontrollfunktion $\delta(t)$. Der von Goodman (1966) entwickelte Identifikationsalgorithmus, basierend auf einem Newtonschen Iterationsverfahren, sollte allerdings auch dann zum gewünschten Erfolg führen, wenn lediglich eine der Zustandsvariablen, beispielsweise die Giergeschwindigkeit r , als Funktion der Zeit vorliegt. Die von den genannten Autoren durchgeführten Rechnungen mit simulierten Meßwerten zeigen

jedoch deutlich, daß zur Erzielung eines befriedigenden Konvergenzverhaltens im Iterationsprozeß neben der Funktion $\delta(t)$ die Zeitverläufe aller drei Zustandsvariablen vorgegeben sein müssen.

Des weiteren muß, da es sich um ein iteratives Verfahren handelt, zu Beginn des Rechenganges eine Abschätzung der gesuchten, unbekannten Koeffizienten vorgenommen werden. Nach den Erfahrungen von Goodman und Sargent (1971) sollten diese geschätzten Ausgangswerte den gesuchten Werten ziemlich nahekommen, weil dadurch die Güte des Iterationsprozesses entscheidend beeinflusst wird. Diese Tatsache verdeutlicht nochmals eine gewisse Unzulänglichkeit derartiger Iterationsverfahren, da vielfach eine Erfahrung oder auch Kenntnis bei der Abschätzung der Ausgangsparameter vorausgesetzt wird, die in praxi erst durch die Anwendung eines Identifikationsverfahrens gewonnen werden soll. Es sollte deshalb angestrebt werden, Verfahren zu entwickeln, die frei von Eingangsschätzungen sind und die infolgedessen eine objektivere Handhabung ermöglichen.

3.2 Methode der Beschleunigungsfehler

Um die im vorangegangenen Abschnitt angedeuteten Schwierigkeiten mit dem von Goodman und Sargent (1971) entwickelten Identifikationsverfahren zu umgehen, wurde ein für die Behandlung derartiger Probleme ungewöhnliches Konzept gewählt, das von völlig anderen Voraussetzungen ausgeht.

Nimmt man einmal an, daß neben den Zustandsvariablen u , v und x auch ihre zeitlichen Ableitungen $\dot{u}$, $\dot{v}$ und $\dot{x}$ sowie der Ruderwinkel δ als Funktionen der Zeit t vorliegen, dann müssen sich die gesuchten, unbekannten Koeffizienten A_j , B_j und C_j des Dgl.systems (11) auch direkt, unter Anwendung der Methode der kleinsten Fehlerquadrate, durch die separate Erfüllung der drei Gleichungen an diskreten Zeitpunkten bestimmen lassen. Diese Hypothese führt zu den drei unabhängigen Zielfunktionen

$$\varepsilon_{\dot{u}} = \sum_{i=1}^n [\dot{u}_m(t_i) - \dot{u}_c(t_i)]^2 \rightarrow \min_{A_j} \quad (j = 1, 26) \quad (13a),$$

$$\varepsilon_{\dot{v}} = \sum_{i=1}^n [\dot{v}_m(t_i) - \dot{v}_c(t_i)]^2 \rightarrow \min_{B_j} \quad (j = 1, 34) \quad (13b)$$

$$\text{und} \quad \varepsilon_{\dot{x}} = \sum_{i=1}^n [\dot{x}_m(t_i) - \dot{x}_c(t_i)]^2 \rightarrow \min_{C_j} \quad (j = 1, 34) \quad (13c)$$

Aufgrund der Tatsache, daß eine direkte Messung der Beschleunigungskomponenten $\dot{u}_m$, $\dot{v}_m$ und $\dot{x}_m$ nur unter erheblichen meßtechnischen Schwierigkeiten durchzuführen ist und infolgedessen eine Bestimmung vielfach nur indirekt über eine Differentiation der zugehörigen Geschwindigkeitskomponenten erreicht werden kann, erscheint es völlig ausgeschlossen, alle der insgesamt 94 Koeffizienten in den drei gekoppelten Bewegungsgleichungen (11a), (11b) und (11c) ermitteln zu wollen. Dies ist jedoch auch nicht erforderlich, da beispielsweise in den Termen der Gln. (11b) und (11c) gewisse Redundanzen vorhanden sind, auf die noch eingegangen wird. Außerdem hat die Erfahrung mit dem Abkowitzschen Modell, Dgl.system (4), gezeigt, daß bei Simulationsrechnungen befriedigende Ergebnisse auch mit einer geringeren Anzahl von Termen erzielt werden können, vgl. Smitt und Chislett (1974). Offen bleibt zunächst jedoch die Frage, welche der in dem Dgl.system (11) aufgeführten

Terme mit den zugehörigen hydrodynamischen Koeffizienten jeweils zu berücksichtigen sind. Das Ziel ist deshalb eine rationale Bewertung der einzelnen Terme mit einer Aussage über ihre Signifikanz.

Wie bereits erwähnt, werden in dem vereinfachten Dgl.system (12) die nichtlinearen hydrodynamischen Effekte bei der Seitenkraft Y und dem Moment N allein durch die Terme $\tilde{C}_6 rv^2/u$ und $\tilde{C}_{10} rv^2/u$, die äquivalent zu den Termen $Y_{rvv} rv^2$ und $N_{rvv} rv^2$ in dem Abkowitzschen Modell sind, dargestellt. Die Signifikanz dieser beiden Terme für die Manöversimulation wird außer durch Strøm-Tejsen (1965), auch durch eine Sensitivitätsstudie von Chen (1969) bestätigt. Es ist dabei aber zu beachten, daß beide genannten Untersuchungen nur für das relativ schlanke MARINER-Standardschiff gelten. A priori gibt es jedoch keine zwingenden physikalischen Gründe dafür, daß die gleichen Terme auch für andere Schiffstypen von Bedeutung sind, wie es zum Beispiel von Gill (1976) in seinen gleichfalls stark vereinfachten Bewegungsgleichungen für völlige Tanker vorausgesetzt wird.

Geht man einmal davon aus, daß zunächst keinerlei Informationen über die Signifikanz einzelner Terme in den quasistationären Bewegungsgleichungen (11a), (11b) und (11c) vorliegen, dann bietet sich fast automatisch der Versuch an, diese Gleichungen mit ihren zahlreichen unbekannten Koeffizienten mit Hilfe einer mehrfachen linearen Regressionsanalyse zu untersuchen. Die Anwendung dieses speziellen Verfahrens bietet dabei den besonderen Vorteil, daß die Auswahl der signifikanten Terme bzw. Koeffizienten weitgehend objektiviert wird.

Die mehrfache Regressionsanalyse, vielfach auch als mehrdimensionale Regressionsanalyse bezeichnet, stellt im wesentlichen ein Verfahren dar, mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate und einigen zusätzlichen statistischen Kriterien eine Beziehung zwischen einer abhängigen Variablen y und einem Satz unabhängiger Variablen $x_1, x_2 \dots, x_m$ herzustellen. Der allgemeine Ansatz lautet

$$y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + \dots + b_m x_m \quad (14)$$

Die mehrfache lineare Regressionsanalyse ist jedoch nicht nur auf Ansätze der obigen Form, Gl. (14), beschränkt, sondern findet im allgemeinen auch Anwendung auf Gleichungen, in denen die unabhängigen Variablen nicht

nur als separate Größen aufgeführt sind, sondern auch nichtlineare Kombinationen bilden, wie zum Beispiel in der folgenden formalen Darstellung

$$y = b_0 + b_1 z_1 + b_2 z_1^2 + b_3 (z_1 z_2) + \dots + b_m f(z_1, \dots, z_q)$$

(15)

mit $q < m$ und $m < n$

Für die Überprüfung der Anwendbarkeit des Regressionsverfahrens auf die Identifikation von hydrodynamischen Koeffizienten in einem System von Bewegungsgleichungen standen zunächst zwei Algorithmen zur Verfügung, auf deren spezifische Unterschiede jedoch nicht eingegangen werden soll. Dabei handelt es sich zum einen um den bei Bennett und Franklin (1954), Appendix 6A, beschriebenen und in einem Rechenprogramm, Anon. (1968), bereits angewandten Algorithmus und zum anderen um das von Efroymsen (1967) entwickelte Rechenverfahren. Mit beiden Algorithmen wurde ein Test über die Verwendbarkeit für die vorliegende Problemstellung durchgeführt. Die Entscheidung fiel zugunsten des Algorithmus von Bennett und Franklin (1954) aus, zumal das dafür vorliegende allgemeine Rechenprogramm einige zusätzliche Vorteile bietet, über die nachstehend noch kurz berichtet wird. Auf eine ausführliche Darstellung des verwendeten Regressionsalgorithmus zur Erfüllung der Zielfunktionen, Gln. (13a-c), wird an dieser Stelle verzichtet, da es sich im Grunde genommen um ein bekanntes und bewährtes Verfahren handelt. Es sei jedoch auf den Anhang A dieser Arbeit hingewiesen, in dem die erforderlichen Rechenoperationen dokumentiert sind und in dem das Auswahlkriterium für die Schätzwerte beschrieben wird.

Wie bereits angedeutet, besitzt das verwendete modifizierte Rechenprogramm, Anon. (1968), einige Vorteile, die es besonders für die Abschätzung der hydrodynamischen Koeffizienten in den Bewegungsgleichungen, Dgl.system (11), geeignet erscheinen lassen. Zu diesen Vorteilen gehört in erster Linie die Möglichkeit, einzelne Terme bevorzugt behandeln zu können, d.h. sie losgelöst von jedweden statistischen Kriterien in jedem Falle zu berücksichtigen und dadurch praktisch aus der eigentlichen Regression herauszunehmen. Angewendet wird die Möglichkeit auf diejenigen Terme des Dgl.systems (11), die die linearen Abhängigkeiten von den Geschwindigkeitskomponenten v , x und u (bzw. Δu) sowie vom Ruderwinkel δ wiedergeben und damit das klassische lineare Verhaltensmodell repräsentieren, das zum Beispiel direkte Aussagen über die dynamische Gierstabilität im Bereich des neutralen Ruderwinkels δ_0 (Kurs-

stetigkeit) liefert. Es handelt sich im einzelnen um die Terme mit den Koeffizienten A_1 , B_3 , B_{10} , B_{17} , C_3 , C_{10} und C_{17} .

Im Abschnitt 2 wurde bei der Ableitung der Bewegungsgleichungen von einem allgemeinen, umfassenden Ansatz für die hydrodynamischen Kraftwirkungen ausgegangen. Das drückt sich darin aus, daß für die Darstellung der prägnantesten nichtlinearen Wirkungen bei der Seitenkraft Y bzw. dem Giermoment N sowohl Terme 2. Ordnung als auch Terme 3. Ordnung eingeführt wurden. Das ist einerseits ein Widerspruch in sich, andererseits wurde das zugehörige Rechenprogramm jedoch dergestalt aufgebaut, daß jeweils immer nur eine Variante berücksichtigt wird. Das bedeutet beispielsweise, daß, wenn bei einer Betrachtung von Gl. (11b) der Regressionsalgorithmus den Term $B_{31} v|v|$ als signifikant ausweist, anschließend der entsprechende redundante Term $B_5 v^3/u$ nicht mehr in der Regression berücksichtigt wird.

Zur Abgrenzung gegenüber der im folgenden Abschnitt beschriebenen Methode der Geschwindigkeitsfehler, einem Iterationsverfahren, werden die Ergebnisse von Simulations- und Vergleichsrechnungen mit den nach der Methode der Beschleunigungsfehler ermittelten hydrodynamischen Koeffizienten als '0. Iteration' gekennzeichnet.

3.3 Methode der Geschwindigkeitsfehler

Während bei der Methode der Beschleunigungsfehler neben der Führungsgröße $\delta = \delta(t)$ sowohl die Zustandsvariablen $u(t)$, $v(t)$ und $x(t)$ als auch ihre zeitlichen Ableitungen $\dot{u}(t)$, $\dot{v}(t)$ und $\dot{x}(t)$ bekannt sein müssen, wird zusätzlich eine Methode eingeführt, die nur den zeitlichen Verlauf der Zustandsvariablen berücksichtigt. Die Methode soll - wie bereits angedeutet - in erster Linie dazu dienen, bei unzureichender Datenmenge die mit Hilfe der Beschleunigungsfehler-Methode ermittelten Schätzwerte der signifikanten Koeffizienten A_j , B_j und C_j des Dgl.systems (11) zu verbessern. Diese Methode, die eine Kombination des allgemeinen 'Verfahrens der differentiellen Korrekturen' mit der sogenannten 'Parametrischen Differentiation' darstellt, ist in der Luftfahrttechnik bereits mit Erfolg angewendet worden, vgl. dazu Chapman und Kirk (1970) oder Waterfall (1970). Aus Gründen der Übersichtlichkeit werden im folgenden lediglich die wichtigsten Voraussetzungen für die Methode sowie die Unterschiede zur Methode der Beschleunigungsfehler dargelegt. Eine ausführliche Darstellung der mathematischen Grundlagen erfolgt im Anhang B dieser Arbeit.

Ähnlich wie bei der Methode der Beschleunigungsfehler handelt es sich bei der Geschwindigkeitsfehler-Methode um ein Verfahren der kleinsten Fehlerquadrate. Während jedoch bei der Beschleunigungsfehler-Methode drei unabhängige Zielfunktionen, Gln. (13a-c), zu erfüllen sind, ergibt sich für die Geschwindigkeitsfehler-Methode eine einzige Zielfunktion, bei der die Summe der quadratischen Abweichungen aller drei Zustandsvariablen minimiert wird.

$$\begin{aligned} \epsilon = \sum_{i=1}^n \left\{ w_1 [u_c(t_i) - u_m(t_i)]^2 + w_2 [v_c(t_i) - v_m(t_i)]^2 + \right. \\ \left. + w_3 [x_c(t_i) - x_m(t_i)]^2 \right\} \rightarrow \min_{A_j, B_j, C_j} \end{aligned} \quad (16)$$

Die Größen w_j sind Gewichts- oder Skalierungsfaktoren, die dazu dienen, die Genauigkeiten in den drei Zustandsvariablen numerisch gleichwertig und unabhängig vom jeweiligen Maßsystem zu machen. Anmerkungen zur treffenden Auswahl dieser Gewichtungsfaktoren w_j finden sich im Anhang B.

Bei der Anwendung der Geschwindigkeitsfehler-Methode muß zu Beginn eine Ausgangsschätzung für die gesuchten signifikanten Koeffizienten A_j , B_j und C_j

des Dgl.systems (11) vorliegen. Diese wird im vorliegenden Falle von der Methode der Beschleunigungsfehler geliefert (0. Iteration) und stellt infolgedessen kein gravierendes Problem dar. Diese Ausgangsschätzwerte bilden zusammen mit dem aus der Messung vorgegebenen Verlauf der Führungsgröße $\delta(t)$ die Grundlage für die Ermittlung der Werte $u_c(t)$, $v_c(t)$ und $x_c(t)$ durch eine numerische Integration des Dgl.systems (11). Daran anschließend erfolgt die numerische Integration von m Dgl.systemen zur Bestimmung der notwendigen partiellen Ableitungen $\partial u/\partial A_1$, $\partial v/\partial A_1$, $\partial x/\partial A_1$ etc., wobei m die Gesamtzahl der gesuchten Koeffizienten A_j , B_j und C_j darstellt. Ein Beispiel für die Form dieser Dgl.systeme sind die im Anhang B aufgeführten Gln. (B28a-c). Die Hauptschwierigkeiten resultieren aus der Tatsache, daß die Koeffizienten der Dgl.systeme, die partiellen Ableitungen $\partial f/\partial u$, $\partial f/\partial v$, $\partial f/\partial x$ etc., zwar analytisch aus den Gln. (11a-c) abgeleitet werden können, aber genau wie die Zustandsvariablen u , v und x zeitlich veränderlich sind. Das bedeutet, daß für die Dgl.systeme - entsprechend den Gln. (B28a-c) - keine geschlossenen Lösungen angegeben werden können und daß sie demzufolge mit bekannten Verfahren numerisch integriert werden müssen; bei durchschnittlich 33 gesuchten Koeffizienten ein nicht unerheblicher numerischer Aufwand. Die Auflösung des linearen Gl.systems, Gl. (B30), liefert dann die gesuchten Korrekturwerte ΔA_j , ΔB_j und ΔC_j . Der geschilderte Vorgang ist einige Male zu wiederholen, bis die Korrekturwerte eine vorgegebene Schranke unterschreiten.

Unterzieht man die beiden Identifikationsverfahren einem direkten Vergleich, dann ist festzustellen, daß der besondere Vorteil der Beschleunigungsfehler-Methode darin liegt, daß man mit algebraischen Gleichungen bzw. mit linearen Gleichungssystemen arbeiten kann, die wiederum mit bekannten Lösungsansätzen gelöst werden können. Ein Nachteil ist darin zu sehen, daß die notwendigerweise fehlerbehafteten Beschleunigungskomponenten $\dot{u}$, $\dot{v}$ und $\dot{x}$ mit einem Modellansatz verglichen werden, der aus den gleichfalls fehlerbehafteten Geschwindigkeitskomponenten u , v und x gebildet wird. Das wiederum bedeutet, daß eine Verschiebung der Ergebnisse durch Zufallsfehler in den Meßdaten erzeugt werden kann. Demgegenüber liegt der Vorteil der Geschwindigkeitsfehler-Methode darin, daß die gemessenen Werte von u , v und x mit berechneten Werten verglichen werden, wobei nur die ersteren fehlerbehaftet sind. Der Nachteil der Methode ist in dem großen numerischen Aufwand zu sehen. Zum Konvergenzverhalten in dem beschriebenen Iterationsprozeß ist festzuhalten, daß es ganz wesentlich von der Ausgangsschätzung des gesuchten optimalen Koeffizientenvektors mit bestimmt wird. Im vorliegenden Falle ist dies insofern unkritisch, als die Aus-

wahl der signifikanten Koeffizienten einschließlich einer ersten Abschätzung mit Hilfe der Methode der Beschleunigungsfehler (Regressionsverfahren) durchgeführt wird.

4. Überprüfung der Identifikationsverfahren

4.1 Auswertung von rechnerisch erzeugten Meßwerten

Bei der Überprüfung von Rechenverfahren, wie den in den vorangegangenen Abschnitten vorgestellten Methoden zur Identifikation oder Schätzung von Koeffizienten eines Systems von Bewegungsgleichungen, bildet häufig die Bereitstellung geeigneter Meßdaten ein besonderes Problem. Die einfachste Lösung besteht deshalb in der Verwendung rechnerisch erzeugter Daten, bei denen Meßfehler ausgeschlossen werden können und die somit das Erkennen von prinzipiellen Schwächen eines Identifikationsverfahrens wesentlich erleichtern.

In einer Vorstudie, Oltmann (1973), wurde zunächst die Methode der Beschleunigungsfehler (Regressionsverfahren) mit rechnerisch vorgegebenen Bewegungsverläufen überprüft. Es wurde dafür ein Standard-Schiffsmodell der Serie 60 herangezogen (HSVA-Modell Nr. 1512), dessen Hauptabmessungen der Tabelle 1 zu entnehmen sind. Die benötigten hydrodynamischen Koeffizienten der Bewegungsgleichungen für die rechnerische Bestimmung der zu analysierenden Bewegungen wurden teilweise mit Hilfe von Schrägschleppversuchen ermittelt, Oltmann (1974), und teilweise einer Arbeit von Eda und Crane (1967) entnommen. Bei den betrachteten Bewegungen handelte es sich um insgesamt fünf Standardmanövierversuche (Z-Manöver), die sich durch ihre jeweiligen maximalen Ruderwinkel sowie durch den vorgegebenen Kursabfall unterschieden. Für die Auswahl der Z-Manöver waren zwei Gründe maßgebend. Zum einen variieren die Beschleunigungskomponenten $\ddot{u}$, $\ddot{v}$ und $\ddot{r}$ ständig, da das Z-Manöver eine instationäre Bewegung darstellt. Im Gegensatz dazu erreichen die entsprechenden Werte bei einer Drehkreisfahrt relativ schnell ihren stationären Endzustand, d.h. sie werden zu Null, und liefern damit keine zusätzlichen Informationen mehr. Zum anderen können die Z-Manöver sowohl mit einem Schiffsmodell im Schlepptank als auch mit der Großausführung durchgeführt werden.

Die Ergebnisse, die in ausführlicher Form in der genannten Vorstudie wiedergegeben sind, machen deutlich, daß bei einer Vorgabe von rechnerisch ermittelten Daten für die Geschwindigkeits- und Beschleunigungskomponenten die mit Hilfe der Beschleunigungsfehler-Methode ermittelten Schätzwerte sehr gut mit den verwendeten Ausgangskoeffizienten übereinstimmen. Aufgrund der Tatsache, daß es sich um rechnerisch erzeugte 'Meßwerte' handelte, war die gute

Tabelle 1

Hauptabmessungen HSVA-Modell Nr. 1512

Modellmaßstab 1 : 40

Länge zwischen den Loten	4.572 m
Länge in der Wasserlinie	4.649 m
Breite	0.610 m
Tiefgang	0.244 m
Verdrängung	0.408 m ³
Gewichtsschwerpunkt, hinter VL	2.355 m
Trägheitsradius	1.170 m
HSVA-Stockpropeller Nr. 764	
(rechtsdrehend)	
Durchmesser	0.164 m
Steigungsverhältnis	1.011
Flächenverhältnis	0.640
Flügelzahl	4

Übereinstimmung allerdings auch zu erwarten. Etwas anders sieht es dagegen bei einer Vorgabe realer Meßdaten aus. Da zum Zeitpunkt der ersten Überprüfung der Verfahren noch keine Versuche mit freimanövrierenden Schiffsmodellen durchgeführt werden konnten und außerdem grundsätzliche Fragen geklärt werden sollten, wurden weiterhin rechnerische Werte verwendet. Um jedoch eine Anpassung an reale Verhältnisse zu erreichen, wurde eine Modifizierung dieser Werte vorgenommen. Diese erfolgte in der Weise, daß zunächst die Genauigkeit der Geschwindigkeitskomponenten u , v und x durch das Streichen von Dezimalstellen bis auf Potenzen von 10^{-2} bei gleichzeitigem Auf- bzw. Abrunden reduziert wurde. Die zugehörigen Werte für die Beschleunigungskomponenten $\dot{u}$, $\dot{v}$ und $\dot{x}$ wurden anschließend durch numerische Differentiation - einer erfahrungsgemäß relativ ungenauen Prozedur - der modifizierten Geschwindigkeitswerte erzeugt.

In der genannten Vorstudie wurden - wie bereits erwähnt - fünf verschiedene Z-Manöver analysiert. Bei der Suche nach einer sinnvollen Kombination der Einzelergebnisse wurde zunächst ein einfacher arithmetischer Mittelwert aus den maximal fünf Schätzwerten für die jeweiligen Koeffizienten ge-

bildet. In dieser Vorgehensweise liegt eine gewisse Willkür, zumal die fünf betrachteten Manöver durchaus unterschiedliche Koeffizienten als signifikant auswiesen. Es wurde deshalb von einer anderen Möglichkeit Gebrauch gemacht, indem die modifizierten Daten der fünf Manöver bereits in der Regression, d.h. in einem geschlossenen Rechengang kombiniert und analysiert wurden. Diese einfache Kombination von Daten verschiedener Manöver besteht allerdings nur bei der Methode der Beschleunigungsfehler, da in diesem Falle die Zeitabhängigkeit der Bewegungen bzw. der Zustandsvariablen explizit nicht berücksichtigt werden muß. Bei der Methode der Geschwindigkeitsfehler ist dagegen zu beachten, daß die benötigten Elemente der Funktionalmatrix $[J_i]$, Gl. (B23), zeitabhängig sind und für jedes Manöver separat durch die numerische Integration zahlreicher Dgl.systeme ermittelt werden müssen. Wenngleich die angedeutete Manöverkombination im Vergleich mit den betrachteten Ausgangswerten für die hydrodynamischen Koeffizienten befriedigende Ergebnisse lieferte, sollen hier die Möglichkeiten der vorgestellten Identifikationsverfahren an einem neuen Manöver dargelegt werden. Bei diesem Manöver, einem sogenannten Stufenmanöver, handelt es sich um die Variation des Standardmanövrierversuchs nach Kempf. Im Gegensatz zu der standardmäßigen Durchführung mit konstanten maximalen Ruderwinkeln während der gesamten Versuchsdauer wird beim Stufenmanöver der Rudersollwert in Stufen von 5° von beispielsweise $\pm 30^\circ$ auf $\pm 10^\circ$ verändert. Ein entsprechender zeitlicher Verlauf ist den Abb. 2a bis 2c zu entnehmen. Der Vorteil dieses modifizierten Z-Manövers liegt insbesondere darin, daß durch die gleichmäßige Verteilung des Ruderwinkels δ , als Führungsgröße des Systems Schiff, während der Dauer des Manövers ebenfalls eine gleichmäßigere Verteilung für die Zustandsvariablen u , v und r erreicht wird.

Die numerischen Ergebnisse beider Identifikationsverfahren für das beschriebene Manöver (Stufenmanöver I) sind in der Tabelle 2 zusammengefaßt. Sie enthält die Schätzwerte für die von der Beschleunigungsfehler-Methode als signifikant ausgewiesenen hydrodynamischen Koeffizienten der Bewegungsgleichungen, Dgl.system (11). Darüber hinaus sind die zugehörigen Ausgangswerte aufgeführt, mit denen die Daten rechnerisch erzeugt wurden. Während für die Erzeugung dieser Daten insgesamt 49 Koeffizienten verwendet wurden, ergibt sich nach der Methode der Beschleunigungsfehler (0. Iteration), daß 27 Koeffizienten für die Beschreibung der analysierten Bewegung ausreichend sind. Dabei ist auffallend, daß auch Koeffizienten - wie zum Beispiel die Koeffizienten B_{12} oder C_{14} - nach der Methode der Beschleunigungsfehler Berücksichtigung

Tabelle 2

Ergebnisse der Identifikationsverfahren
(Schätzwerte der hydrodyn. Koeffizienten)
HSVA-Modell Nr. 1512, Stufenmanöver I

Koeffi- zient	Dimen- sion	Aus- gangswert	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.	nach 2. Iter.	nach 3. Iter.	nach 4. Iter.	nach 5. Iter.
A_1	1/m	-0.1525	-0.1378	-0.1463	-0.1448	-0.1454	-0.1440	-0.1441
A_4	1/m	-0.1151	-0.3628	-0.3628	-0.3544	-0.3500	-0.3348	-0.3345
A_5	m	0.0	-0.6529	-0.5989	-0.6312	-0.6462	-0.7012	-0.7027
A_6	1/m	-0.0322	-0.0337	-0.0353	-0.0343	-0.0345	-0.0339	-0.0339
A_{13}	1/m	0.0231	0.0250	0.0203	0.0209	0.0203	0.0207	0.0206
A_{14}	1/m	-0.2370	-0.2219	-0.2879	-0.2746	-0.2849	-0.2752	-0.2769
B_1	1/m	-0.0000	0.0	0.0003	0.0000	0.0000	0.0000	0.0000
B_3	1/m	-0.1831	-0.1295	-0.1682	-0.1778	-0.1826	-0.1819	-0.1833
B_4	1/m	-0.0211	-0.0483	0.0408	-0.0291	-0.0317	-0.0288	-0.0294
B_6	m	-25.4512	-23.6258	-22.0258	-21.0760	-21.9405	-22.2867	-22.2928
B_{10}	1	-0.2817	-0.1310	-0.2387	-0.2635	-0.2736	-0.2729	-0.2761
B_{12}	m ²	0.0	-8.0939	-5.5939	-3.1868	-6.2732	-6.3275	-6.6107
B_{17}	1/m	0.0308	0.0390	0.0332	0.0316	0.0313	0.0312	0.0311
B_{19}	1/m	-0.0309	-0.0417	-0.0316	-0.0320	-0.0312	-0.0319	-0.0317
B_{22}	1/m	-0.0305	-0.0684	-0.0215	-0.0399	-0.0298	-0.0362	-0.0340
C_1	1/m ²	-0.0014	0.0	-0.0013	-0.0008	-0.0013	-0.0012	-0.0012
C_3	1/m ²	-0.2277	-0.1992	-0.2918	-0.2175	-0.2383	-0.2269	-0.2237
C_5	1/m ²	-1.1812	0.4252	8.4252	-0.4394	4.9823	0.9613	2.4317
C_7	1/m ²	-0.0057	0.3020	0.1020	0.4205	0.0225	0.1951	0.0863
C_8	1/m ²	-0.2552	0.0443	-0.3557	0.1059	-0.1053	-0.0056	-0.0482
C_{10}	1/m	-0.7252	-0.6266	-0.9173	-0.6656	-0.7611	-0.7110	-0.7082
C_{13}	1/m	-16.2021	-17.4716	17.5284	-20.3069	2.4007	-12.2705	-6.9617
C_{14}	1/m	0.0	0.5066	0.6816	0.7833	0.1198	0.3438	0.1322
C_{17}	1/m ²	-0.0619	-0.0572	-0.0733	-0.0578	-0.0649	-0.0608	-0.0611
C_{19}	1/m ²	0.0614	0.0700	0.1050	0.0823	0.0661	0.0682	0.0607
C_{20}	1/m ²	-0.1472	-1.6434	1.6650	-1.5576	0.2631	-0.8674	-0.4847
C_{23}	1/m ²	-0.0245	-0.6275	-0.6275	-0.4569	-0.5372	-0.4880	-0.4968
C_{27}	1/m	0.0	-0.0669	-0.0499	-0.0755	-0.0561	-0.0633	-0.0584
C_{29}	1/m	0.0	-0.0023	-0.0523	0.0732	-0.0479	-0.0129	-0.0430

finden, obwohl deren Ausgangswert identisch Null war. Durch diesen Umstand ist zum Teil erklärlich, daß die Schätzwerte der 0. Iterationsstufe bei einigen Koeffizienten erheblich von den verwendeten Ausgangswerten abweichen. Daneben ist aber zu beachten, daß vor der Analyse der rechnerischen Daten eine Modifizierung im Hinblick auf eine Anpassung an reale Verhältnisse stattgefunden hat. Eine Beurteilung der Güte der ermittelten Schätzwerte kann indessen nicht nur durch einen Vergleich einzelner Koeffizienten mit - wie in

diesem speziellen Falle - bekannten Ausgangswerten erfolgen. Entscheidend ist zunächst die erzielbare Übereinstimmung zwischen dem gemessenen Verlauf des analysierten Manövers und dem anschließend mit Hilfe der Schätzwerte aus dem Identifikationsprozeß auf der Basis identischer Eingangsgrößen $\delta(t)$ rechnerisch simulierten Bewegungsablauf.

Bevor auf diesen Vergleich eingegangen wird, sollen an dieser Stelle zwei Begriffe eingeführt werden, die für das weitere Verständnis von Bedeutung sind und die die Beschreibung von Vergleichsergebnissen erheblich erleichtern. Es handelt sich um die Begriffe 'Quellmanöver' und 'Testmanöver'. Im folgenden werden diejenigen Manöver mit Quellmanöver bezeichnet, mit deren Hilfe die hydrodynamischen Koeffizienten A_j , B_j und C_j des Dgl.systems (11) ermittelt werden. Werden diese Koeffizienten zur Berechnung eines anderen Manövers, charakterisiert durch einen veränderten Verlauf des Ruderwinkels $\delta(t)$, verwendet, dann wird dieses andere Manöver als Testmanöver bezeichnet.

Die entsprechenden Ergebnisse eines Vergleichs für das als Quellmanöver verwendete Stufenmanöver I - unter Berücksichtigung der nach der Methode der Beschleunigungsfehler (0. Iteration) ermittelten Schätzwerte - sind in den Abb. 2a bis 2c wiedergegeben. Als Vergleichsgrößen wurden die Geschwindigkeitskomponenten u , v und r gewählt, da sie die Zustandsgrößen des Dgl.systems (11) bilden, vgl. Abschnitt 2. Des weiteren wurden für den Vergleich der Kurswinkel ψ und der Driftwinkel β herangezogen. Man erkennt nun, daß die Übereinstimmung im zeitlichen Verlauf bei den beiden Geschwindigkeitskomponenten u und v (Abb. 2a) erstaunlich gut ist, während bei der Drehgeschwindigkeit r (Abb. 2b) einige Abweichungen festzustellen sind, die sich entsprechend auf den Kurswinkel ψ (Abb. 2c) auswirken. Die gute Übereinstimmung beim Driftwinkel β folgt aus dem Zusammenhang mit u und v , $\beta = -\arctan(v/u)$. Die Abweichungen bei r und ψ beruhen zum größten Teil auf einem Nebeneffekt. Die bei einem Einschrauber durch den rotierenden Propeller bei Geradeausfahrt verursachten Unsymmetrien der Seitenkraft Y und des Moments N werden in dem Dgl.system (11) durch die Terme $B_1 u^2$ und $C_1 u^2$ berücksichtigt. Diese beiden Terme wurden im vorliegenden Falle durch die Methode der Beschleunigungsfehler jedoch nicht erfaßt, obgleich die entsprechenden Ausgangswerte bei der Erzeugung der Daten vorgegeben waren, s. Tabelle 2. Demzufolge führt bei der Simulation das Schiffsmodell eine dem Stufenmanöver überlagerte Drehkreisfahrt mit großem Radius aus, Abb. 2c.

Um ein bewertbares Maß für die erzielte Übereinstimmung zwischen dem gemessenen und dem anschließend unter Verwendung der ermittelten Schätzwerte simulierten Bewegungsablauf zu erhalten, ist es zweckmäßig, die mittlere quadratische Abweichung s (Standardabweichung), definiert als

$$s_x = \left\{ \frac{1}{n-1} \sum_{i=1}^n [x_c(t_i) - x_m(t_i)]^2 \right\}^{1/2} \quad (17)$$

$$x = u, v, r, \psi \text{ oder } \beta$$

der einzelnen betrachteten Größen zu bilden. Zusätzlich wird die relative mittlere Abweichung $\tilde{s}_x$ - vergleichbar dem üblichen Variationskoeffizienten - angegeben, die auf den quadratischen Mittelwert der jeweiligen Größe x_m bezogen ist, da wegen der betrachteten oszillatorischen Bewegungen eine arithmetische Mittelwertbildung nicht zweckmäßig erscheint.

Für das herangezogene Stufenmanöver I sind die mittleren quadratischen Abweichungen s_x sowie die zugehörigen relativen Abweichungen $\tilde{s}_x$ in der Tabelle 3, Spalten 3 bis 8, zusammengefaßt. Die niedrigen Werte für s_u und s_v bzw. $\tilde{s}_u$ und $\tilde{s}_v$ in der 3. Spalte ('nach 0. Iter.') bestätigen nochmals den optischen Eindruck der Abb. 2a. Die für die Drehgeschwindigkeit r ausgewiesene relative Abweichung von rd. 7.6 % könnte zweifellos toleriert werden, wenn damit nicht das in Abb. 2c zu beobachtende Wegdriften des Kurswinkels ψ verbunden wäre, das zu einer relativen Abweichung von $\tilde{s}_\psi = 81.8 \%$ führt.

Um dieses Wegdriften zu vermeiden und dadurch bei der Simulation eine bessere Anpassung an das Quellmanöver zu erreichen, wurden bei der anschließenden Anwendung der Methode der Geschwindigkeitsfehler neben den durch die Beschleunigungsfehler-Methode als signifikant ausgewiesenen Koeffizienten zusätzlich auch die beiden Koeffizienten B_1 und C_1 berücksichtigt. Es waren infolgedessen in jedem Iterationsschritt für die Abschätzung bzw. Verbesserung der signifikanten hydrodynamischen Koeffizienten A_j , B_j und C_j insgesamt 29 Dgl.systeme mit zeitlich veränderlichen Koeffizienten numerisch zu integrieren. Die entsprechenden Ergebnisse sind gleichfalls in den Tabellen 2 und 3 enthalten. Betrachtet man zunächst die Standardabweichungen s_x (Tabelle 3), dann ist festzustellen, daß bereits nach drei Iterationsschritten eine deutlich verbesserte Anpassung an das Quellmanöver erreicht wird. Die beiden folgenden Iterationsschritte bringen vergleichsweise keine spürbare Verbesserung mehr.

Tabelle 3

Ergebnisse der Identifikationsverfahren
(Standardabweichungen)

HSVA-Modell Nr. 1512, Stufenmanöver I u. II

Std. abweichg.	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.	nach 2. Iter.	nach 3. Iter.	nach 4. Iter.	nach 5. Iter.	nach 0. Iter.
s_u	m/s	0.0086	0.0021	0.0016	0.0014	0.0013	0.0013	0.0022
s_v	m/s	0.0050	0.0028	0.0011	0.0005	0.0004	0.0004	0.0040
s_x	°/s	0.3095	0.1197	0.0839	0.0243	0.0221	0.0197	0.0480
s_ψ	°	12.434	2.818	3.447	0.796	0.250	0.315	0.377
s_β	°	0.160	0.085	0.035	0.016	0.011	0.011	0.129
$\tilde{s}_u$	v.H.	0.445	0.108	0.085	0.070	0.065	0.066	0.117
$\tilde{s}_v$	v.H.	3.824	2.171	0.868	0.408	0.297	0.288	2.406
$\tilde{s}_x$	v.H.	7.636	2.952	2.070	0.598	0.544	0.486	0.928
$\tilde{s}_\psi$	v.H.	81.800	18.536	22.677	5.239	1.643	2.070	1.526
$\tilde{s}_\beta$	v.H.	4.127	2.190	0.898	0.406	0.273	0.271	2.468

Sie verdeutlichen vielmehr, welche Genauigkeit bei der Anpassung an die rechnerisch erzeugten Meßwerte erreicht werden kann.

Bei den Schätzwerten für die ausgewiesenen Koeffizienten A_j , B_j und C_j (Tabelle 2) sind nach dem 3. Iterationsschritt mehrheitlich auch nur noch kleine Änderungen festzustellen. Lediglich bei einigen Koeffizienten, wie beispielsweise C_{20} , die nach der Methode der Beschleunigungsfehler (Regressionsverfahren) mit einer niedrigeren Priorität versehen waren, sind etwas größere Schwankungen zu beobachten, die bei den Simulationsrechnungen jedoch nicht zum Tragen kommen. Vergleicht man weiterhin die Schätzwerte des 5. Iterationsschrittes mit den vorgegebenen Ausgangswerten, dann zeigt sich, daß bei zahlreichen, wenn auch nicht allen, Koeffizienten durch die Methode der Geschwindigkeitsfehler eine gute Angleichung an die verwendeten Ausgangswerte erreicht wurde. Es darf jedoch nicht übersehen werden, daß - wie bereits ausgeführt - zum einen Koeffizienten als signifikant ausgewiesen wurden, deren Ausgangswert Null war, und daß zum anderen das Quellmanöver mit einer ungleich höheren Anzahl von Koeffizienten rechnerisch erzeugt wurde. Die letztere Tatsache wird besonders deutlich am Beispiel der Koeffizienten A_1 bis A_3 , Gl. (11a), die im verwendeten mathematischen Modell den Einfluß der Antriebsanlage und des Propellers auf die Bewegung zusammenfassen. Während bei der Erzeugung des Quellmanövers alle drei Koeffizienten vorgegeben waren, liefert die Methode der Beschleunigungsfehler nur den Koeffizienten A_1 als lineare Näherung anstelle

der vorgegebenen kubischen Parabel. Daß diese Näherung - zusammen mit den anderen Koeffizienten - jedoch zur Beschreibung der analysierten Bewegung ausreicht, wird durch die vorgelegten Ergebnisse bestätigt.

Neben dem bislang betrachteten Stufenmanöver I wurde für die Überprüfung der im Abschnitt 3 vorgestellten Identifikationsverfahren ein weiteres Quellmanöver, das sogenannte Stufenmanöver II, herangezogen. Die Auswahl dieses Manövers erfolgte im wesentlichen aus zwei Gründen, die in einem engen Zusammenhang stehen. Erstens kann es nicht das Ziel eines Identifikationsverfahrens sein, lediglich das Quellmanöver mit hinreichender Genauigkeit wiederzugeben. Es sollte vielmehr möglich sein, gemäß den im Abschnitt 3.1 gemachten Anmerkungen, das Bewegungsverhalten des Systems 'Schiff' auch bei verändertem zeitlichem Verlauf der Führungsgröße δ zu bestimmen und somit das gesamte Spektrum möglicher Manöver zu erfassen. Es zeigte sich im vorliegenden Falle, daß es beispielsweise nicht möglich ist, Drehkreise für kleine Ruderwinkel von $|\delta| < 10^0$ mit den Ergebnissen der Beschleunigungsfehler-Methode für das Stufenmanöver I (Tabelle 2, 4. Spalte) zu simulieren. Die Begründung für diese Tatsache ist in erster Linie darin zu sehen, daß die Dauer des Manövers und damit die Anzahl der berücksichtigten Meßwerte für eine umfassende Identifikation nicht ausreichend war. Dieses Handikap konnte allerdings durch die Anwendung der Geschwindigkeitsfehler-Methode ausgeglichen werden. Der zweite Grund folgt unmittelbar aus dem ersten. Die Methode der Geschwindigkeitsfehler ist numerisch sehr aufwendig und erfordert pro Iterationsschritt ein Vielfaches der Rechenzeit, die bei der Methode der Beschleunigungsfehler notwendig ist. Es sollte deshalb stets darauf geachtet werden, daß die Anzahl der Meßpunkte n so groß ist, daß unter Umständen auf die Anwendung der Geschwindigkeitsfehler-Methode verzichtet werden kann. Weiterhin ist darauf zu achten, daß der durch das Quellmanöver erfaßte Bereich bei dem Ruderwinkel δ und insbesondere bei den Zustandsvariablen u , v und x nach Möglichkeit groß ist, denn nur dadurch ist bei der anschließenden Simulation anderer Bewegungen oder Manöver gewährleistet, daß im untersuchten Bereich eine Interpolation vorgenommen wird.

Das Stufenmanöver II unterscheidet sich von dem Stufenmanöver I einmal dadurch, daß die maximalen Ruderwinkel zu Beginn des Manövers von $\delta = \pm 30^0$ auf $\delta = \pm 35^0$ erhöht wurden, s. Abb. 3c. Außerdem erfolgte beim Stufenmanöver II der Befehl zum Legen auf Gegenruder erst bei einem Kursabfall von 20^0 , im Gegensatz zu $\Delta\psi = 10^0$ beim Stufenmanöver I. Durch diese Maßnahme wird erreicht,

Koeffi- zient	Dimen- sion	Aus- gangswert	nach 0. Iter.
A_1	1/m	-0.1525	-0.1500
A_4	1/m	-0.1151	-0.4064
A_5	m	0.0	-0.4500
A_6	1/m	-0.0322	-0.0331
A_{12}	1/m	0.0708	0.0655
A_{13}	1/m	0.0231	0.0215
A_{14}	1/m	-0.2370	-0.4099
A_{17}	1	0.0	-0.2177

Tabelle 4

Ergebnisse der Beschleunigungs-
fehler-Methode
HSVA-Modell Nr. 1512,
Stufenmanöver II

Koeffi- zient	Dimen- sion	Aus- gangswert	nach 0. Iter.	Koeffi- zient	Dimen- sion	Aus- gangswert	nach 0. Iter.
B_1	1/m	-0.0000	0.0005	C_1	1/m ²	-0.0014	-0.0008
B_3	1/m	-0.1831	-0.1320	C_3	1/m ²	-0.2277	-0.2218
B_4	1/m	-0.0211	-0.0469	C_5	1/m ²	-1.1812	5.6289
B_6	m	-25.4512	-22.2565	C_{10}	1/m	-0.7252	-0.7019
B_{10}	1	-0.2817	-0.1333	C_{13}	1/m	-16.2021	2.0653
B_{17}	1/m	0.0308	0.0383	C_{15}	1/m	0.0	0.3818
B_{19}	1/m	-0.0309	-0.0395	C_{17}	1/m ²	-0.0619	-0.0611
B_{21}	m	0.0	0.8284	C_{19}	1/m ²	0.0614	0.0592
B_{22}	1/m	-0.0305	-0.0356	C_{22}	1/m ²	0.0571	0.0667
				C_{26}	1/m ²	-0.0040	-0.1000
				C_{27}	1/m	0.0	-0.0491

daß sich die Geschwindigkeitskomponenten bei den einzelnen, diskreten Ruderwinkeln deutlicher ihrem stationären Endwert nähern, wie am Beispiel der Drehgeschwindigkeit x aus dem Vergleich der Abb. 2b und 3b ersichtlich, und infolgedessen eine spätere Aussage über das Verhalten bei einer Drehkreisfahrt sicherer machen. Desweiteren wurde - wie bereits angedeutet - die Dauer des zweiten Stufenmanövers erhöht.

Die Ergebnisse nach der Methode der Beschleunigungsfehler sind für das Stufenmanöver II in der Tabelle 4 zusammengestellt. Es fällt zunächst auf, daß die durch die Regression als signifikant ausgewiesenen Koeffizienten nicht genau mit dem Koeffizientensatz übereinstimmen, der sich aus der Analyse des Stufenmanövers I ergibt (Tabelle 2). Weiterhin muß man feststellen, daß einige der ermittelten Schätzwerte gleichfalls von den vorgegebenen Ausgangswerten abweichen und daß Koeffizienten berücksichtigt wurden, deren Ausgangswert Null

war. Um einen ersten Eindruck über die Güte der neuen Schätzwerte zu erhalten, wurde das Quellmanöver unter Vorgabe des Ruderwinkelverlaufs $\delta(t)$ mit dem Datensatz der Tabelle 4 nachgerechnet. Der Vergleich ist für die ersten 60 s des Manövers in den Abb. 3a bis 3c aufgetragen. Wie man sieht, ist die Übereinstimmung als sehr gut zu bezeichnen. Die zugehörigen Standardabweichungen s_x bzw. $\tilde{s}_x$ wurden zusätzlich in die Tabelle 3 (letzte Spalte!) aufgenommen. Man erkennt, daß die erzielte Genauigkeit in etwa dem 2. oder 3. Iterationsschritt für das Stufenmanöver I entspricht. Da außerdem mit den Schätzwerten des Regressionsverfahrens eine Simulation von Drehkreisfahrten bei kleinen Ruderwinkeln - im Gegensatz zum Stufenmanöver I - möglich war, erschien es nicht angebracht, die Methode der Geschwindigkeitsfehler auch auf das Stufenmanöver II anzuwenden.

Man ist jetzt allerdings mit dem Problem konfrontiert, daß für ein und dasselbe Schiffsmodell bei der gleichen Ausgangsgeschwindigkeit U_0 zwei unterschiedliche Koeffizientensätze für die Darstellung der Bewegungen vorliegen. Dadurch wird zwangsläufig die Frage aufgeworfen, welchem dieser beiden Koeffizientensätze bei der Simulation von anderen Manövern der Vorzug zu geben ist, zumal beide ihre jeweiligen Quellmanöver mit einer hohen Genauigkeit wiedergeben. Die Entscheidung zugunsten eines Koeffizientensatzes kann nur auf der Grundlage eines objektiven Vergleiches erfolgen, indem mit beiden Sätzen ein bestimmtes Testmanöver simuliert wird. Für den vorliegenden Fall wurde dafür die Spiralkurve $x = f(\delta)$ ausgewählt, die neben ihrer Aussage über die dynamische Gierstabilität des Schiffes auch den stationären Endzustand bei einer Drehkreisfahrt beschreibt und somit ein "Manöver" mit umfassenden Eigenschaften darstellt. Die Ergebnisse des Vergleichs für beide Koeffizientensätze sind in den Abb. 4 und 5 dargestellt. Man erkennt, daß in beiden Fällen die Übereinstimmung mit der unter Verwendung der 49 Ausgangskoeffizienten vorgegebenen Spiralkurve sehr gut ist und demzufolge beide Koeffizientensätze als gleichwertig anzusehen sind. Diese Tatsache unterstreicht nochmals, daß ein Vergleich einzelner Koeffizienten nicht immer sinnvoll ist, da der aus einem bestimmten Quellmanöver ermittelte Koeffizientensatz jeweils ein geschlossenes System bildet und die Koeffizienten dementsprechend nur gemeinsam anhand von Simulationsrechnungen auf der Grundlage von Testmanövern beurteilt werden sollten.

4.2 Auswertung von Versuchen mit freimanövrierenden Schiffsmodellen

Während es bei einer Auswertung von rechnerisch erzeugten Meßwerten naturgemäß keine Schwierigkeiten bereitet, die benötigten Daten der Geschwindigkeitskomponenten u , v und x sowie die zugehörigen zeitlichen Ableitungen zu bestimmen, ist dies bei Versuchen mit freimanövrierenden Schiffsmodellen bereits mit einigen Schwierigkeiten verbunden. So wird im Versuchsbetrieb der Versuchsanstalten beim sogenannten Standardmanövierversuch normalerweise neben dem Ruderwinkelverlauf $\delta(t)$ lediglich der zeitliche Verlauf des Kurswinkels ψ per Kurskreisel aufgezeichnet und ausgewertet. Eine Aufmessung der Bahnkoordinaten $x_0(t)$ und $y_0(t)$ erfolgt nur in den wenigsten Fällen, da zum einen der erforderliche versuchstechnische Aufwand erheblich vergrößert werden müßte und zum anderen vielfach von seiten der Auftraggeber keine entsprechende Nachfrage besteht, obwohl dadurch - wie noch gezeigt werden wird - der Informationsgehalt der Versuche beträchtlich vergrößert würde.

Die im folgenden mit Hilfe der vorgestellten Identifikationsverfahren analysierten Modellversuche wurden mit einer neuartigen Versuchsanlage durchgeführt, die sowohl eine Kraftmessung mit gefesselten Schiffsmodellen als auch eine sehr genaue Aufmessung der Bahnkoordinaten von freimanövrierenden Schiffsmodellen ermöglicht. Es handelt sich dabei um die im Herbst 1975 in der Hamburgischen Schiffbau-Versuchsanstalt (HSVA) in Betrieb genommene Planar-Motion-Modellversuchsanlage, die durch ihren Namen 'Computerized Planar Motion Carriage' (CPMC) einmal den Bezug zu den bekannten 'Planar Motion Mechanismen' deutlich macht und außerdem auf die hervorstechendsten Neuerungen hinweist. Auf eine detaillierte Beschreibung der Versuchsanlage kann hier verzichtet werden, da diese bereits an anderer Stelle in ausführlicher Form vorgenommen wurde, vgl. Oltmann und Wolff (1976). Auf eine Einzelheit, die gerade im Hinblick auf die Anwendung der Identifikationsverfahren von Bedeutung ist, sollte allerdings hingewiesen werden. Bei der Bahnvermessung eines freimanövrierenden Schiffsmodells (Betriebsart B) wird durch die verwendeten digitalen Impuls-Drehgeber eine sehr hohe Auflösung der Bahnkoordinaten erreicht, die beispielsweise in x_0 - bzw. y_0 -Richtung $5 \times 10^{-5} \text{ m}$ und beim Kurswinkel ψ $1.8 \times 10^{-3}^\circ$ pro Zeitschritt beträgt. Dies ist insofern wichtig, als dadurch die Basis für eine genaue Bestimmung der Geschwindigkeits- und der Beschleunigungskomponenten gegeben ist.

Tabelle 5

Hauptabmessungen HSVA-Modell Nr. 2509

Modellmaßstab 1 : 9

Länge zwischen den Loten	3.792 m
Länge in der Wasserlinie	4.113 m
Breite	1.016 m
Tiefgang	0.389 m
Verdrängung	0.852 m ³
Gewichtsschwerpunkt, hinter VL	1.946 m
Trägheitsradius	1.022 m
HSVA-Stockpropeller Nr. 1707/1708	
(Drehbare Kortdüsen-Ruder)	
Durchmesser	0.217 m
Steigungsverhältnis	1.260
Flächenverhältnis	0.580
Flügelzahl	4

Für die Überprüfung der Identifikationsverfahren standen insgesamt die Versuchsergebnisse von drei Schiffsmodellen unterschiedlichen Typs zur Verfügung. Im einzelnen handelte es sich dabei einmal um das Modell eines Zweischauben-Schleppers (HSVA-Modell Nr. 2509), weiterhin um ein Modell des bekannten MARINER-Standardschiffes (HSVA-Modell Nr. 2654) sowie um das Modell eines Massengutschiffes mit einem kleinen Längen/Breiten-Verhältnis (HSVA-Modell Nr. 2578). Die Schiffsmodelle wurden teilweise bei verschiedenen Geschwindigkeiten untersucht, so daß sich auch einige Aussagen über den Einfluß der Froude-Zahl F_n treffen lassen. Als Quell- bzw. Testmanöver wurden in der Regel verschiedenartige Standardmanövrierversuche (Z-Manöver) verwendet. Das im vorangegangenen Abschnitt 4.1 propagierte Stufenmanöver konnte bei den vorliegenden Messungen noch nicht gefahren werden, da die zum Zeitpunkt der Versuche zur Verfügung stehende Rudermaschine lediglich voreingestellte, konstante Maximalwerte für den Ruderlagenwinkel δ ermöglichte.

Bei dem Schleppermodell, dessen Hauptabmessungen in Tabelle 5 wiedergegeben sind, lagen bei drei Ausgangsgeschwindigkeiten jeweils zwei Standardmanövrierversuche ($30^\circ/10^\circ$ und $20^\circ/20^\circ$ Z-Manöver) für die Auswertung vor.

Tabelle 6

Ergebnisse der Identifikationsverfahren
(Schätzwerte der hydrodyn. Koeffizienten)
HSVA-Modell Nr. 2509, 30°/10° Z-Manöver

Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.	nach 2. Iter.	nach 3. Iter.
A_1	1/m	-0.1249	-0.0884	-0.0846	-0.0848
A_3	1/m	-0.1092	-0.1604	-0.1737	-0.1710
A_4	1/m	-1.0233	-0.7921	-0.7849	-0.7884
A_5	m	-0.0524	0.4537	0.4368	0.4695
A_6	1/m	-0.1352	-0.1459	-0.1453	-0.1456
A_8	1/m	0.1203	-0.0543	-0.0452	-0.0524
A_{12}	1/m	-0.1291	-0.4269	-0.4521	-0.4452
A_{16}	1	-0.0197	-0.0205	-0.0205	-0.0206
A_{21}	1	-0.8341	-1.5096	-1.5789	-1.5625
B_1	1/m	-0.0035	-0.0041	-0.0041	-0.0041
B_3	1/m	-0.4513	-0.4225	-0.4378	-0.4317
B_8	1/m	-0.0588	-0.0226	0.0320	0.0083
B_{10}	1	-0.3545	-0.3264	-0.3364	-0.3312
B_{11}	m	0.2617	0.3648	0.3773	0.3769
B_{15}	1	0.3885	0.3294	0.5750	0.4831
B_{16}	1	1.2556	1.0891	1.2951	1.2319
B_{17}	1/m	0.1321	0.1331	0.1348	0.1343
B_{22}	1/m	0.2195	0.1906	0.2656	0.2370
B_{23}	1/m	0.6346	0.5953	0.6649	0.6419
B_{24}	1	1.0786	1.1669	1.0499	1.0983
B_{26}	1/m	0.1433	0.2228	0.2322	0.2313

Da es sich um einen etwas ungewöhnlichen Schiffstyp handelt, beschränken wir uns im folgenden auf die Ergebnisse für die mittlere Ausgangsgeschwindigkeit von $U_0 = 1.65 \text{ m/s}$ ($F_n = 0.271$). Dabei wurde - in Anlehnung an die Erfahrungen mit den rechnerisch erzeugten Meßdaten - zunächst nur das 30°/10° Z-Manöver allein betrachtet, da es den größeren Ruderwinkelbereich überdeckt. Die zugehörigen Ergebnisse für beide Identifikationsverfahren sind in den Tabellen 6

Tabelle 6 (Fortsetzung)

Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.	nach 2. Iter.	nach 3. Iter.
C_1	$1/m^2$	0.0024	0.0018	0.0020	0.0019
C_3	$1/m^2$	0.0364	0.1116	0.0850	0.1120
C_5	$1/m^2$	-2.3990	-2.1117	-2.8834	-2.7631
C_6	1	3.5187	7.6121	7.2984	8.2457
C_7	$1/m^2$	0.4713	-0.5520	-0.0996	-0.3774
C_8	$1/m^2$	-0.2482	-0.1568	-0.2010	-0.1763
C_{10}	$1/m$	-0.5691	-0.3824	-0.4588	-0.3992
C_{14}	$1/m$	0.7868	-0.1897	0.5793	0.2812
C_{17}	$1/m^2$	-0.2371	-0.2237	-0.2329	-0.2287
C_{18}	$1/m^2$	-0.0055	-0.0043	-0.0051	-0.0050
C_{19}	$1/m^2$	0.2008	0.2362	0.3148	0.3117
C_{22}	$1/m^2$	0.0272	0.0803	0.0591	0.0613
C_{23}	$1/m^2$	-0.3491	-0.3317	-0.3313	-0.3462

und 7 zusammengefaßt. Wenngleich die mit der Methode der Beschleunigungsfehler ermittelten Schätzwerte für die hydrodynamischen Koeffizienten (Tabelle 6, 3. Spalte) das Quellmanöver selbst sehr gut wiedergeben, s.a. Abb. 6a - c, war es auch in diesem Falle nicht möglich, das Verhalten des Schiffsmodells bei kleinen Ruderwinkeln zu simulieren. Dies ist vor allem auf die relativ kurze Dauer des betrachteten Versuchs ($t_n = 60$ s, $n = 300$) zurückzuführen. Aus Tabelle 6 ist nun ersichtlich, daß aufgrund der guten Eingangsschätzung (0. Iteration) bereits nach wenigen Iterationsschritten nur noch unwesentliche Änderungen bei den Koeffizienten A_j , B_j und C_j festzustellen sind. Ähnlich sieht es mit den mittleren quadratischen Abweichungen s_x bzw. $\tilde{s}_x$ aus (Tabelle 7). Wie die Tabelle 7, Spalten 3 bis 6, zeigt, wird bereits nach dem 2. Iterationsschritt ein Optimum für s_u , s_v und s_r erreicht, das sich allerdings nur sehr wenig von dem Ergebnis des 0. Iterationsschrittes unterscheidet. Der einzige, wenngleich sehr wichtige Vorteil, der durch die Anwendung der Geschwindigkeitsfehler-Methode erzielt wurde, liegt darin, daß beispielsweise eine Simulation von Drehkreisfahrten mit kleinen Ruderwinkeln ermöglicht wird.

Tabelle 7

Ergebnisse der Identifikationsverfahren
(Standardabweichungen)

HSVA-Modell Nr. 2509, 30°/10° Z-Manöver

Stnd. abweichg.	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.	nach 2. Iter.	nach 3. Iter.	nach 0. Iter.
s_u	m/s	0.0053	0.0046	0.0045	0.0045	0.0063
s_v	m/s	0.0029	0.0025	0.0025	0.0025	0.0031
s_r	°/s	0.1135	0.1041	0.0961	0.1010	0.1061
s_ψ	°	0.295	0.583	0.747	0.714	0.609
s_β	°	0.144	0.124	0.125	0.124	0.156
$\tilde{s}_u$	v.H.	0.420	0.360	0.355	0.352	0.494
$\tilde{s}_v$	v.H.	1.429	1.248	1.246	1.238	1.555
$\tilde{s}_r$	v.H.	1.167	1.070	0.987	1.038	1.090
$\tilde{s}_\psi$	v.H.	1.087	2.151	2.758	2.633	2.246
$\tilde{s}_\beta$	v.H.	1.516	1.304	1.316	1.300	1.638

Tabelle 8

Ergebnisse der Identifikationsverfahren
(Standardabweichungen)

HSVA-Modell Nr. 2509, 20°/20° Z-Manöver

Stnd. abweichg.	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.	nach 2. Iter.	nach 3. Iter.	nach 0. Iter.
s_u	m/s	0.0185	0.0506	0.0509	0.0528	0.0061
s_v	m/s	0.0105	0.0073	0.0090	0.0080	0.0036
s_r	°/s	0.2319	0.3615	0.2341	0.3249	0.1415
s_ψ	°	2.266	1.304	0.707	1.152	0.507
s_β	°	0.374	0.277	0.259	0.271	0.150
$\tilde{s}_u$	v.H.	1.310	3.585	3.608	3.742	0.432
$\tilde{s}_v$	v.H.	5.752	3.957	4.920	4.364	1.984
$\tilde{s}_r$	v.H.	2.963	4.619	2.991	4.151	1.808
$\tilde{s}_\psi$	v.H.	8.977	5.166	2.803	4.567	2.010
$\tilde{s}_\beta$	v.H.	4.947	3.662	3.425	3.589	1.991

Da neben dem bislang betrachteten $30^0/10^0$ Z-Manöver auch noch die Ergebnisse eines $20^0/20^0$ Z-Manövers vorlagen, war es naheliegend, dieses Manöver als Testmanöver für die ermittelten Koeffizientenschätzwerte (Tabelle 6) zu verwenden. Die wichtigsten Ergebnisse des Vergleichs sind in der Tabelle 8 sowie in den Abb. 7a - c und 8a - c wiedergegeben. Man erkennt aus den in Tabelle 8, Spalten 3 bis 6, aufgeführten Standardabweichungen s_x , daß - verglichen mit den Ergebnissen für das Quellmanöver (Tabelle 7) - größere Abweichungen bei den einzelnen Iterationsschritten auftreten. Besonders auffällig ist, daß sich bei einzelnen Komponenten, wie s_u und s_x , die Abweichungen außerdem noch gegenüber dem 0. Iterationsschritt vergrößert haben. Dabei darf jedoch nicht übersehen werden, daß durch die Methode der Geschwindigkeitsfehler eine sehr viel strengere Anpassung an das Quellmanöver vorgenommen wird, die wiederum nicht mit einer ähnlichen Anpassung bei einem Testmanöver verbunden sein muß. Allerdings ist auch festzuhalten, daß die in Tabelle 8 unter der Rubrik 'nach 3. Iter.' aufgeführten relativen Standardabweichungen $\tilde{s}_x$ alle unter 5 % liegen und somit immer noch eine sehr gute Näherung darstellen, vgl. auch Abb. 8a - c.

Um festzustellen, ob bei einer Auswertung der Versuchsergebnisse für die beiden anderen Schiffsmodelle unter Umständen auf die sehr rechenintensive Methode der Geschwindigkeitsfehler verzichtet werden kann, wurde der besondere Vorteil der Beschleunigungsfehler-Methode ausgenutzt und die beiden betrachteten Z-Manöver zusammen in einem Rechengang untersucht. Die daraus resultierenden signifikanten Koeffizienten mit den zugehörigen Schätzwerten finden sich in der Tabelle 9. Bei einem Vergleich mit den in Tabelle 6 zusammengestellten Ergebnissen fällt zunächst auf, daß auch hier in beiden Fällen unterschiedliche Terme bzw. Koeffizienten als signifikant ausgewiesen werden. Außerdem zeigt sich, daß die Schätzwerte gleicher Koeffizienten in der Regel nicht übereinstimmen. Die Standardabweichungen s_x bzw. $\tilde{s}_x$ sind für beide Manöver jeweils zusätzlich in die Tabellen 7 und 8 aufgenommen worden. Beim $30^0/10^0$ Z-Manöver (Tabelle 7) liegen die Abweichungen in der gleichen Größenordnung wie nach Anwendung der Geschwindigkeitsfehler-Methode. Beim $20^0/20^0$ Z-Manöver (Tabelle 8) dagegen liegen sie deutlich unter den Werten des 3. Iterationsschrittes. Dabei ist aber zu beachten, daß das Manöver in diesem Falle gleichfalls Quellmanöver ist.

Ähnlich wie im Abschnitt 4.1 stehen wir jetzt der Tatsache gegenüber, daß für ein bestimmtes Schiffsmodell bei der gleichen Ausgangsgeschwindigkeit

Tabelle 9

Ergebnisse der Beschleunigungsfehler-Methode
(Schätzwerte der hydrodyn. Koeffizienten)
HSVA-Modell Nr. 2509, $30^\circ/10^\circ + 20^\circ/20^\circ$ Z-Manöver

Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.
A_1	1/m	-0.1513	B_1	1/m	-0.0030	C_1	1/m ²	0.0025
A_2	1/m	-0.0161	B_3	1/m	-0.3489	C_3	1/m ²	0.0615
A_3	1/m	-0.1896	B_4	1/m	0.0968	C_4	1/m ²	-0.0334
A_4	1/m	0.0686	B_6	m	-3.4590	C_5	1/m ²	-5.1205
A_5	m	-1.6634	B_8	1/m	0.1422	C_8	1/m ²	-0.3748
A_6	1/m	-0.2486	B_{10}	1	-0.3024	C_{10}	1/m	-0.5059
A_7	1	1.4746	B_{17}	1/m	0.1213	C_{13}	1/m	-6.8359
A_8	1/m	0.1666	B_{18}	1/m	0.0148	C_{15}	1/m	-0.2040
A_9	1	-0.9375	B_{19}	1/m	-0.0533	C_{17}	1/m ²	-0.2237
A_{10}	1/m	3.6374	B_{23}	1/m	0.2438	C_{18}	1/m ²	-0.0080
A_{16}	1	-0.0047	B_{26}	1/m	0.1231	C_{19}	1/m ²	0.1349
A_{19}	1	5.1573				C_{21}	1	-0.2740
A_{21}	1	-1.2310				C_{22}	1/m ²	0.0430
A_{22}	1/m	0.1081				C_{23}	1/m ²	-0.3076
A_{24}	1/m	0.0024				C_{26}	1/m ²	-0.0537

zwei verschiedene Koeffizientensätze ermittelt wurden. Der Vergleich dieser beiden Koeffizientensätze wird mit Hilfe der Spiralkurve $r' = f(\delta)$ vorgenommen, Abb. 9. Wie man sieht, ist der Unterschied nicht sehr gravierend. Der neutrale Ruderwinkel sowie die Steigung im Ursprung sind fast identisch, lediglich bei größeren Ruderwinkeln treten einige Differenzen auf. Ergänzend dazu wurden mit beiden Koeffizientensätzen noch einige Standardmanövrierversuche rechnerisch simuliert, von denen zwei Beispiele in den Abb. 10 und 11 wiedergegeben sind. Man erkennt, daß nur ganz geringe Unterschiede in Form einer kleinen Phasenverschiebung auftreten und daß infolgedessen auch hier beide Koeffizientensätze als gleichwertig anzusehen sind.

Lediglich der Vollständigkeit halber muß noch auf eine Kleinigkeit aufmerksam gemacht werden, die in einem gewissen Widerspruch zur Realität steht. Aufgrund der Tatsache, daß es sich bei dem betrachteten Schiffsmodell um einen Zweischauber handelt, müßte die Spiralkurve $r' = f(\delta)$ (Abb. 9) theoretisch durch den Ursprung gehen. Wenn im vorliegenden Fall der neutrale Ruderwinkel dagegen $\delta_0 \approx 0.3^\circ$ beträgt, dann ist das mit Sicherheit darauf zurückzuführen, daß bei den beiden verwendeten Verstellpropellern Abweichungen in der Steigung vorlagen. Wenngleich die zu beobachtende Unsymmetrie nicht

Tabelle 10

Hauptabmessungen HSVA-Modell Nr. 2654

Modellmaßstab 1 : 25

Länge zwischen den Loten	6.437 m
Breite	0.927 m
Tiefgang, vorn	0.274 m
Tiefgang, hinten	0.323 m
Verdrängung	1.064 m ³
Gewichtsschwerpunkt, hinter VL	3.312 m
Trägheitsradius	1.638 m
HSVA-Stockpropeller Nr. 1379	
(rechtsdrehend)	
Durchmesser	0.268 m
Steigungsverhältnis	0.964
Flächenverhältnis	0.660
Flügelzahl	4

gravierend ist, so zeigt sich, daß es - zumindest nachträglich - möglich ist, derartige ungewollte Unsymmetrien mit Hilfe der Beschleunigungsfehler-Methode aufzuspüren.

Das Modell des MARINER-Standardschiffes, HSVA-Modell Nr. 2654 (Hauptabmessungen s. Tabelle 10) ist bereits Gegenstand umfassender Vergleichsversuche in verschiedenen Versuchsanstalten gewesen, so daß eine etwas ausführlichere Darstellung der Ergebnisse angebracht erscheint. Für die Überprüfung der Identifikationsverfahren standen bei drei Ausgangsgeschwindigkeiten von $U_0 = 1.04, 1.55$ und 2.06 m/s - mit einer Ausnahme - jeweils drei Standardmanövrierversuche ($30^\circ/10^\circ$, $20^\circ/20^\circ$ und $20^\circ/10^\circ$ Z-Manöver) zur Verfügung. Nach den Erfahrungen mit den Ergebnissen des Schleppermodells wurde die Auswertung in der Weise vorgenommen, daß das $30^\circ/10^\circ$ und das $20^\circ/10^\circ$ Z-Manöver jeweils gemeinsam als Quellmanöver für die Ermittlung der signifikanten Koeffizienten und ihrer Schätzwerte nach der Methode der Beschleunigungsfehler verwendet wurden. Das $20^\circ/20^\circ$ Z-Manöver diente anschließend als Testmanöver. Die Ergebnisse sind in den Tabellen 11 bis 15 sowie in den Abb. 12 bis 17 zusammengefaßt.

Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.	nach 2. Iter.
A_1	1/m	0.0159	-0.0629	-0.0840
A_2	1/m	0.2185	-0.2249	-0.2544
A_3	1/m	0.3213	-0.3016	-0.3070
A_4	1/m	-0.1029	0.3795	-0.1121
A_5	m	4.4712	10.3418	8.2013
A_6	1/m	-0.0336	-0.0632	-0.0651
A_7	1	3.6767	7.3610	5.6487
A_{10}	1/m	-0.8769	-1.4796	-1.2966
A_{16}	1	0.0226	-0.0253	-0.0399
A_{22}	1/m	0.5717	0.8454	0.8958
A_{23}	m	-2.2323	-5.1079	-5.5433

Tabelle 11

Ergebnisse der
Identifikationsverfahren
HSVA-Modell Nr. 2654,
 $U_0 = 1.040$ m/s

Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.	nach 2. Iter.	Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.	nach 2. Iter.
B_1	1/m	0.0	-0.0006	-0.0006	C_1	1/m ²	0.0	0.0001	0.0002
B_3	1/m	-0.0946	-0.1524	-0.1573	C_3	1/m ²	-0.0947	-0.1797	-0.1868
B_5	1/m	-1.1008	0.6105	1.3168	C_5	1/m ²	2.4443	1.6825	1.4021
B_6	m	10.8823	6.6547	14.6141	C_6	1	18.1335	28.0029	32.0464
B_{10}	1	-0.2740	-0.3404	-0.3830	C_{10}	1/m ²	-0.3910	-0.5861	-0.5943
B_{14}	1	0.1141	-0.2306	-0.1872	C_{11}	1	-3.0112	-3.2485	-3.8463
B_{16}	1	0.2921	0.3237	0.3786	C_{17}	1/m ²	-0.0460	-0.0597	-0.0576
B_{17}	1/m	0.0340	0.0354	0.0329	C_{19}	1/m ²	0.0483	0.0665	0.0562
B_{19}	1/m	-0.0304	-0.0626	-0.0557	C_{20}	1/m ²	-0.5771	-0.4314	-0.6104
B_{22}	1/m	-0.0416	-0.0334	-0.0349	C_{22}	1/m ²	0.0401	0.0574	0.0563
B_{26}	1/m	0.0336	0.0773	0.0828	C_{27}	1/m	-0.1305	-0.1080	-0.1342
B_{28}	1	0.1556	0.2790	0.2902	C_{29}	1/m	-0.8745	-0.9967	-1.1755
B_{34}	1	2.1246	2.0039	2.8273					

Während bei den Ausgangsgeschwindigkeiten $U_0 = 1.55$ und 2.06 m/s allein die Anwendung der Beschleunigungsfehler-Methode ausreichte (Tabellen 13 und 14), war bei der niedrigeren Geschwindigkeit $U_0 = 1.04$ m/s zusätzlich noch die Anwendung der Geschwindigkeitsfehler-Methode erforderlich (Tabellen 11 und 12), da es mit dem Koeffizientensatz der 0. Iteration nicht möglich war, das Drehkreisverhalten des Schiffsmodells bei kleinen Ruderwinkeln zu simulieren. Außerdem wurden die beiden Koeffizienten B_1 und C_1 , die die propellerbedingte Unsymmetrie beim Einschrauber berücksichtigen, nicht als signifikant ausgewiesen. Dieser Nachteil wurde durch die Geschwindigkeitsfehler-Methode ausgeglichen, wobei jetzt das $30^0/10^0$ Z-Manöver als alleiniges Quellmanöver verwendet wurde. Man erkennt aus den Tabellen 11 und 12, daß bereits nach zwei

Tabelle 12 Ergebnisse der Identifikationsverfahren
(Standardabweichungen)
HSVA-Modell Nr. 2654, $U_0 = 1.040$ m/s

Std. abweichg.	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.	nach 2. Iter.
s_u	m/s	0.0113	0.0066	0.0057
s_v	m/s	0.0025	0.0018	0.0018
s_r	°/s	0.0937	0.0643	0.0618
s_ψ	°	0.922	0.380	0.364
s_β	°	0.156	0.124	0.126
$\tilde{s}_u$	v.H.	1.288	0.750	0.643
$\tilde{s}_v$	v.H.	3.550	2.605	2.547
$\tilde{s}_r$	v.H.	4.466	3.061	2.944
$\tilde{s}_\psi$	v.H.	6.701	2.761	2.644
$\tilde{s}_\beta$	v.H.	3.218	2.573	2.604

Iterationsschritten ein befriedigendes Ergebnis erreicht wird, da insbesondere die Standardabweichungen s_x des 2. Schrittes sich nur noch unwesentlich gegenüber dem 1. Schritt ändern.

Für alle Standardmanövrierversuche, die mit dem HSVA-Modell Nr. 2654 gefahren und mit Hilfe der Identifikationsverfahren untersucht wurden, sind in der Tabelle 15 die Standardabweichungen s_x bzw. $\tilde{s}_x$ aufgeführt, die sich nach der Simulation mit den zugehörigen Koeffizientensätzen der Tabellen 11, 13 und 14 ergeben. Dabei ist aus Tabelle 15 ersichtlich, daß bei den Quellmanövern allgemein eine sehr gute Anpassung durch die ermittelten Schätzwerte der Koeffizienten erzielt wird, vgl. auch Abb. 13, 14 und 16. Bei den Testmanövern sind demgegenüber leichte Verschlechterungen festzustellen, die aber - wie am Beispiel der 20°/20° Z-Manöver für $U_0 = 1.04$ und 1.55 m/s aus den Abb. 12 und 15 zu erkennen ist - nicht sehr gravierend sind¹⁾.

¹⁾ Bei einem direkten Vergleich der Abb. 12b und 15b ist darauf zu achten, daß die Ordinatenmaßstäbe unterschiedlich sind!

Tabelle 13

Ergebnisse der Beschleunigungsfehler-Methode
(Schätzwerte der hydrodyn. Koeffizienten)
HSVA-Modell Nr. 2654, $U_0 = 1.550$ m/s

Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.
A_1	1/m	-0.0447	B_1	1/m	-0.0005	C_1	1/m ²	0.0007
A_4	1/m	-0.8060	B_3	1/m	-0.1168	C_3	1/m ²	-0.0308
A_5	m	-0.9367	B_5	1/m	-1.9562	C_5	1/m ²	0.3580
A_6	1/m	-0.0238	B_{10}	1	-0.2778	C_6	1	35.8387
A_{10}	1/m	-0.4642	B_{11}	m	0.9323	C_{10}	1/m	-0.2611
A_{16}	1	0.0237	B_{17}	1/m	0.0308	C_{11}	1	-1.9533
A_{22}	1/m	0.4257	B_{19}	1/m	-0.0305	C_{17}	1/m ²	-0.0357
A_{23}	m	-2.3649	B_{22}	1/m	-0.0383	C_{19}	1/m ²	0.0348
A_{26}	1/m	0.0333	B_{23}	1/m	-0.0028	C_{20}	1/m ²	-0.8795
			B_{25}	1/m	-0.0319	C_{23}	1/m ²	-0.0838
			B_{26}	1/m	0.0219	C_{25}	1/m ²	0.0472
			B_{34}	1	1.2317	C_{29}	1/m	-0.3773
						C_{32}	1	1.8235

Tabelle 14

Ergebnisse der Beschleunigungsfehler-Methode
(Schätzwerte der hydrodyn. Koeffizienten)
HSVA-Modell Nr. 2654, $U_0 = 2.060$ m/s

Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.
A_1	1/m	-0.0400	B_1	1/m	-0.0008	C_1	1/m ²	0.0006
A_3	1/m	-0.1664	B_3	1/m	-0.1735	C_3	1/m ²	-0.0097
A_4	1/m	-0.3466	B_5	1/m	6.0117	C_6	1	19.7882
A_5	m	0.9750	B_{10}	1	-0.3725	C_{10}	1/m	-0.1520
A_6	1/m	-0.0221	B_{11}	m	0.8010	C_{11}	1	-1.2066
A_7	1	1.4471	B_{13}	1	30.2360	C_{13}	1/m	-4.3194
A_{12}	1/m	0.0449	B_{17}	1/m	0.0281	C_{15}	1/m	0.0347
A_{16}	1	0.0520	B_{18}	1/m	-0.0043	C_{17}	1/m ²	-0.0310
A_{22}	1/m	0.4859	B_{19}	1/m	-0.0376	C_{19}	1/m ²	0.0289
A_{23}	m	-2.6187	B_{20}	1/m	0.8467	C_{20}	1/m ²	-0.6546
A_{24}	1/m	0.0021	B_{23}	1/m	0.1004	C_{23}	1/m ²	-0.1275
A_{25}	1/m	-0.0074	B_{26}	1/m	0.3744	C_{25}	1/m ²	0.0312
			B_{28}	1	0.6334	C_{26}	1/m ²	-0.1762
			B_{30}	1	0.7241	C_{28}	1/m	-0.3435

Tabelle 15

Ergebnisse der Identifikationsverfahren (Standardabweichungen)
 HSVA-Modell Nr. 2654 (MARINER-Standardschiff)

Std. abweichg.	Dimen- sion	$30^\circ/10^\circ$ Z-Man.	$20^\circ/10^\circ$ Z-Man.	$20^\circ/20^\circ$ Z-Man.	$30^\circ/10^\circ$ Z-Man.	$20^\circ/10^\circ$ Z-Man.	$20^\circ/20^\circ$ Z-Man.	$30^\circ/10^\circ$ Z-Man.	$20^\circ/10^\circ$ Z-Man.
s_u	m/s	0.0057	0.0360	0.0291	0.0048	0.0041	0.0055	0.0052	0.0057
s_v	m/s	0.0018	0.0067	0.0063	0.0019	0.0022	0.0050	0.0028	0.0040
s_r	°/s	0.0618	0.1194	0.1418	0.0830	0.0630	0.1224	0.1000	0.1207
s_ψ	°	0.364	1.122	1.030	0.408	0.312	1.231	0.916	1.058
s_β	°	0.126	0.376	0.477	0.085	0.095	0.230	0.092	0.125
$\tilde{s}_u$	v.H.	0.643	3.941	3.244	0.370	0.293	0.406	0.294	0.310
$\tilde{s}_v$	v.H.	2.547	10.186	8.618	1.660	2.169	4.336	1.796	2.864
$\tilde{s}_r$	v.H.	2.944	6.589	7.221	2.490	2.280	4.163	2.268	3.280
$\tilde{s}_\psi$	v.H.	2.644	9.034	5.453	2.482	2.267	6.126	5.086	7.269
$\tilde{s}_\beta$	v.H.	2.604	8.901	9.848	1.613	2.231	4.664	1.750	2.859
U_0	m/s	1.040	1.037	1.038	1.551	1.548	1.553	2.058	2.067
F_n	1	0.131	0.130	0.131	0.195	0.195	0.195	0.259	0.260
Manöver	-	Q	Q/T	T	Q	Q	T	Q	Q

Q = Quellmanöver

T = Testmanöver

Der Einfluß der Froude-Zahl F_n läßt sich in einfachster Weise durch einen Vergleich der Spiralkurve $r = f(\delta)$ für verschiedene Ausgangsgeschwindigkeiten U_0 feststellen. Es wurden deshalb für die drei ermittelten Koeffizientensätze die zugehörigen dimensionslosen Spiralkurven $r' = L/R = f(\delta)$ bestimmt. Das Ergebnis der Simulationsrechnungen ist in Abb. 17 dargestellt. Wie man der Abbildung entnehmen kann, zeigen sich deutliche Unterschiede, obwohl die zugehörigen Froude-Zahlen unter der häufig für Welleneinflüsse genannten Schranke von $F_n = 0.30$ liegen. Es stellt sich allerdings die Frage, ob die Abweichungen - ähnlich wie beim Schleppermodell (vgl. Abb. 9) - auf die unterschiedlichen Auswertungen zurückzuführen sind, da bekanntlich für die Ausgangsgeschwindigkeit von $U_0 = 1.04$ m/s die Methode der Geschwindigkeitsfehler angewendet werden mußte, während bei den beiden anderen Geschwindigkeiten die Beschleunigungsfehler-Methode für die Ermittlung der Schätzwerte ausreichte. Zur Klärung dieser Frage wurde die Methode der Geschwindigkeitsfehler gleichfalls auf das $30^\circ/10^\circ$ Z-Manöver für die Ausgangsgeschwindigkeit von $U_0 = 1.55$ m/s angewendet. Die anschließend mit den Schätzwerten des 1. Iterationsschrittes simulierte Spiralkurve stimmte fast exakt mit dem Ergebnis für die 0. Iteration überein, so daß die in Abb. 17 gezeigten Unterschiede bei den verschiedenen Ausgangsgeschwindigkeiten mit großer Sicherheit auf einen Einfluß der Froude-Zahl zurückzuführen sind. Im übrigen werden die vorliegenden Ergebnisse indirekt auch durch die von Morse und Price (1961) vorgelegten Großausführungsmessungen bestätigt, die den gleichen Trend ausweisen, daß nämlich der stationäre Drehkreisdurchmesser bei niedrigen Geschwindigkeiten kleiner wird. Ein sekundärer Effekt, der gleichfalls auf den Einfluß der Wellenbildung zurückzuführen ist, besteht darin, daß - obwohl für die Auswertung nach der Beschleunigungsfehler-Methode zwei gleichartige Manöver ($30^\circ/10^\circ + 20^\circ/10^\circ$ Z-Manöver) verwendet wurden - die Regression bei den einzelnen Ausgangsgeschwindigkeiten durchaus verschiedene Terme als signifikant ausweist, vgl. Tabellen 11, 13 und 14. Allerdings ist auch festzuhalten, daß die überwiegende Anzahl der signifikanten Terme jeweils in allen drei Koeffizientensätzen Berücksichtigung findet. Dabei überrascht besonders, daß mit $A_{16} u r$ (Gl. 11a) und $B_{11} r^2$ (Gl. 11b) zwei Terme erfaßt werden, die beispielsweise von Abkowitz (1964) wegen der Symmetrie des Schiffskörpers zur Mittellängsebene als vernachlässigbar eingestuft werden.

Im Rahmen einer umfangreichen Untersuchung innerhalb des Sonderforschungsbereiches 98 über die Auswirkungen einer Vergrößerung der Schiffsbreite bei ansonsten gleichen Abmessungen wurden mit dem Modell eines Massengutschiffes,

Tabelle 16

Hauptabmessungen HSVA-Modell Nr. 2578

Modellmaßstab 1 : 45

Länge in der Wasserlinie	5.730 m
Breite	1.600 m
Tiefgang	0.400 m
Verdrängung	2.802 m ³
Gewichtsschwerpunkt, hinter VL	2.756 m
HSVA-Stockpropeller Nr. 507/1091	
(nach außen drehend)	
Durchmesser	0.191
Steigungsverhältnis	0.886
Flächenverhältnis	0.500
Flügelzahl	4

dessen Hauptabmessungen in Tabelle 16 wiedergegeben sind, zahlreiche Widerstands- und Propulsionsversuche durchgeführt, vgl. Keil und Schenzle (1975). Da über die Manövriereigenschaften derartiger Schiffe - im vorliegenden Fall betrug das Längen/Breiten-Verhältnis $L/B = 3.58$ - nur sehr wenige Informationen zur Verfügung stehen, war es naheliegend, auch diesen Aspekt zu untersuchen. Es wurden zu diesem Zweck mit dem Schiffsmodell, das im übrigen mit einem Doppelruder (Anordnung im Propellerstrahl) ausgerüstet war, zahlreiche Standardmanövrierversuche durchgeführt, um einen statistischen Vergleich mit anderen Schiffen zu ermöglichen. Darüber hinaus bot sich, um den Informationsgehalt der Versuche besser auszunutzen, eine Auswertung mit den in dieser Arbeit vorgestellten Identifikationsverfahren an. Für die Anwendung der Methode der Beschleunigungsfehler wurden drei Standardmanövrierversuche ausgesucht, von denen zwei ($35^0/10^0$ und $20^0/10^0$ Z-Manöver) gemeinsam als Quellmanöver dienten, während das dritte Manöver ($25^0/10^0$ Z-Manöver) das Testmanöver bildete.

Die Ergebnisse für die Beschleunigungsfehler-Methode sind in den Tabellen 17 und 18 aufgeführt. Eine Anwendung der Geschwindigkeitsfehler-Methode erfolgte nicht, da die Standardabweichungen s_x (Tabelle 18) in der gleichen Größenordnung wie beim Modell des MARINER-Standardschiffes liegen (Tabelle 15). Lediglich beim Kurswinkel ψ sind etwas größere Abweichungen festzustellen, die

Tabelle 17

Ergebnisse der Beschleunigungsfehler-Methode
(Schätzwerte der hydrodyn. Koeffizienten)
HSVA-Modell Nr. 2578, $U_o = 1.10 \text{ m/s}$

Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.
A_1	1/m	-0.0352	B_3	1/m	-0.0625	C_3	1/m ²	-0.0305
A_2	1/m	0.0100	B_5	1/m	-0.4675	C_5	1/m ²	0.1812
A_4	1/m	0.0175	B_{10}	1	-0.3939	C_6	1	4.6187
A_5	m	1.2728	B_{14}	1	-0.1584	C_7	1/m ²	0.0144
A_6	1/m	-0.0121	B_{15}	1	-0.1667	C_{10}	1/m	-0.3209
A_7	1	1.8863	B_{17}	1/m	0.0481	C_{15}	1/m	0.4001
A_8	1/m	0.1040	B_{19}	1/m	-0.0335	C_{16}	1/m	0.1481
A_9	1	0.2028	B_{22}	1/m	-0.0511	C_{17}	1/m ²	-0.0521
A_{12}	1/m	0.0430	B_{26}	1/m	-0.0103	C_{18}	1/m ²	0.0029
A_{21}	1	0.0741	B_{27}	1	0.0245	C_{19}	1/m ²	0.0331
						C_{21}	1	-1.8789
						C_{22}	1/m ²	0.0670
						C_{24}	1/m	0.3144
						C_{34}	1/m	0.2398

Tabelle 18

Ergebnisse der Beschleunigungs-
fehler-Methode
HSVA-Modell Nr. 2578,
 $U_o = 1.10 \text{ m/s}$

Stnd. abweichg.	Dimen- sion	35°/10° Z-Man.	20°/10° Z-Man.	25°/10° Z-Man.
s_u	m/s	0.0032	0.0075	0.0083
s_v	m/s	0.0035	0.0074	0.0093
s_r	°/s	0.1028	0.1564	0.1443
s_ψ	°	0.669	2.620	2.746
s_β	°	0.269	0.546	0.701
$\tilde{s}_u$	v.H.	0.399	0.829	0.951
$\tilde{s}_v$	v.H.	2.155	4.418	5.561
$\tilde{s}_r$	v.H.	2.742	5.077	4.592
$\tilde{s}_\psi$	v.H.	3.248	11.706	13.143
$\tilde{s}_\beta$	v.H.	2.179	4.829	6.058

Tabelle 19

Spiralmanöver nach Bech, simuliert
 HSVA-Modell Nr. 2578, $U_0 = 1.10 \text{ m/s}$

r deg/s	u m/s	v m/s	β deg	δ deg	r' 1	U/U_0 1
-3.030	0.453	0.193	-23.030	20.001	-0.615	0.448
-2.878	0.507	0.199	-21.425	16.911	-0.529	0.495
-2.725	0.568	0.201	-19.521	13.402	-0.452	0.548
-2.573	0.630	0.200	-17.595	10.110	-0.389	0.601
-2.421	0.688	0.195	-15.798	7.340	-0.338	0.650
-2.268	0.741	0.187	-14.157	5.107	-0.297	0.695
-2.116	0.790	0.178	-12.662	3.343	-0.261	0.736
-1.963	0.835	0.167	-11.296	1.973	-0.231	0.774
-1.811	0.876	0.155	-10.044	0.931	-0.204	0.809
-1.658	0.913	0.143	-8.894	0.161	-0.179	0.840
-1.506	0.947	0.130	-7.832	-0.384	-0.158	0.869
-1.353	0.977	0.117	-6.848	-0.745	-0.138	0.895
-1.201	1.004	0.104	-5.931	-0.956	-0.119	0.918
-1.048	1.027	0.091	-5.071	-1.046	-0.102	0.937
-0.896	1.047	0.078	-4.258	-1.039	-0.085	0.954
-0.743	1.064	0.065	-3.484	-0.957	-0.070	0.969
-0.591	1.077	0.052	-2.739	-0.817	-0.055	0.980
-0.439	1.087	0.038	-2.017	-0.636	-0.040	0.989
-0.286	1.095	0.025	-1.311	-0.426	-0.026	0.995
-0.134	1.099	0.012	-0.612	-0.200	-0.012	0.999
0.019	1.100	-0.002	0.086	0.028	0.002	1.000
0.171	1.098	-0.015	0.783	0.256	0.016	0.998
0.324	1.093	-0.028	1.483	0.478	0.030	0.994
0.476	1.085	-0.042	2.192	0.681	0.044	0.987
0.629	1.074	-0.055	2.917	0.853	0.058	0.978
0.781	1.060	-0.068	3.667	0.979	0.074	0.966
0.934	1.043	-0.081	4.448	1.043	0.089	0.951
1.086	1.022	-0.094	5.271	1.028	0.106	0.933
1.238	0.998	-0.107	6.145	0.912	0.123	0.912
1.391	0.970	-0.120	7.079	0.668	0.142	0.889
1.543	0.939	-0.133	8.084	0.267	0.163	0.862
1.696	0.904	-0.146	9.171	-0.327	0.185	0.833
1.848	0.866	-0.158	10.350	-1.157	0.210	0.800
2.001	0.824	-0.170	11.631	-2.271	0.238	0.765
2.153	0.778	-0.180	13.022	-3.725	0.270	0.726
2.306	0.729	-0.189	14.530	-5.576	0.306	0.685
2.458	0.676	-0.196	16.157	-7.884	0.349	0.640
2.611	0.619	-0.200	17.887	-10.677	0.401	0.591
2.763	0.560	-0.200	19.662	-13.872	0.465	0.541
2.916	0.504	-0.197	21.330	-17.143	0.539	0.491
3.068	0.455	-0.191	22.701	-20.000	0.621	0.449

aus einem geringen Wegdriften resultieren, das jedoch nicht als kritisch anzusehen ist, s.a. Abb. 18c. In Abb. 19 ist die mit dem Koeffizientensatz der Tabelle 17 simulierte Spiralkurve $r' = f(\delta)$ wiedergegeben und man erkennt, daß das Schiffsmodell die für völlige Schiffe typische Gierinstabilität aufweist. Ergänzend zur Abb. 19 sind in der Tabelle 19 die gesamten Simulationsergebnisse für das Spiralmanöver wiedergegeben. Man sieht an diesen Ergebnissen, daß bereits bei mittleren Ruderwinkeln drastische Geschwindigkeitsreduzierungen auftreten, die wiederum mit großen Driftwinkeln verbunden sind; eine Tatsache, die bei völligen Schiffen sehr häufig beobachtet wird.

4.3 Auswertung von Großausführungsmessungen

Nachdem in den vorangegangenen Abschnitten gezeigt wurde, daß die Methode der Beschleunigungsfehler zusammen mit der Methode der Geschwindigkeitsfehler bei der Analyse rechnerisch erzeugter sowie realer Meßwerte für Schiffsmodelle zu guten Ergebnissen bei der Identifikation führt, soll im folgenden versucht werden, die beiden genannten Methoden auch auf die Meßwerte einer Großausführung anzuwenden. Das erscheint insofern sinnvoll, als zum einen gerade bei derartigen Messungen die beiden häufigsten Fehlerquellen - Meßfehler und Störsignale - erfahrungsgemäß voll zum Tragen kommen. Zum anderen ist es aber auch im Hinblick auf Versuche mit Schiffsmodellen wichtig, daß die Möglichkeit vorhanden ist, Vergleiche mit der Großausführung unter Verwendung äquivalenter Methoden durchführen zu können.

Ein besonderes Problem stellt aber gerade bei Großausführungsmessungen die Bereitstellung geeigneter Meßdaten dar, zumal für die Anwendung der Beschleunigungsfehler-Methode neben dem Ruderwinkel δ und den Geschwindigkeitskomponenten u , v und x auch die zeitlichen Ableitungen $\dot{u}$, $\dot{v}$ und $\dot{x}$ als Funktionen der Zeit t benötigt werden. Außerdem bereitet insbesondere die Messung der Seitengeschwindigkeit v bzw. des Driftwinkels β erhebliche Schwierigkeiten, s.a. Gill (1975), so daß in den meisten veröffentlichten Untersuchungen mit Großausführungen keinerlei Angaben darüber gemacht werden. Die einzige dem Verfasser bekannte und in dieser Hinsicht komplette Untersuchung sind die von Morse und Price (1961) vorgelegten umfangreichen Probefahrtsmessungen mit dem MARINER-Standardschiff USS 'Compass Island'. Dabei wurden außer dem standardmäßigen $20^0/20^0$ Z-Manöver auch zahlreiche Drehkreisfahrten sowie der Spiralversuch nach Dieudonné bei verschiedenen Ausgangsgeschwindigkeiten von $U_0 = 10, 15$ und 20 kn durchgeführt. Die Hauptabmessungen des Schiffes zum Zeitpunkt der Probefahrten sind in der Tabelle 20 aufgeführt.

Als Quellmanöver für die Identifikationsverfahren diene das $20^0/20^0$ Z-Manöver bei der mittleren Ausgangsgeschwindigkeit von $U_0 = 15$ kn. Neben dem Ruderwinkelverlauf $\delta(t)$ lagen auch die zeitlichen Verläufe für die Drehgeschwindigkeit x , die Seitengeschwindigkeit v , die Geschwindigkeitsdifferenz Δu , den Kurswinkel ψ und den Driftwinkel β vor. Die entsprechenden Werte waren dabei - mit Ausnahme von $\delta(t)$ - als diskrete Punkte in einem Abstand von $\Delta t = 6$ s aufgetragen. Eine gewisse Schwierigkeit bei der Verarbeitung dieser Meßdaten entstand dadurch, daß zwischen dem Verlauf der Drehgeschwindigkeit $x(t)$

Tabelle 20

Hauptabmessungen USS "Compass Island"
MARINER Standardschiff

Länge zwischen den Loten	160.934 m
Breite	23.171 m
Tiefgang, vorn	6.858 m
Tiefgang, hinten	8.077 m
Verdrängung	16 625 m ³
Trägheitsradius (geschätzt)	35.940 m
Propeller (rechtsdrehend)	
Durchmesser	6.706 m
Steigungsverhältnis	0.964
Flächenverhältnis	0.565
Flügelzahl	4

und dem Verlauf des Kurswinkels $\psi(t)$ ein Widerspruch besteht. Bei ebenen horizontalen Bewegungen gilt unter Vernachlässigung des Rollwinkels ϕ und des Stampfwinkels θ exakt die Bedingung $\dot{\psi} = r$. Diese Bedingung war bei den vorliegenden Meßwerten von Morse und Price (1961) jedoch nicht erfüllt. Die beobachteten Differenzen, die die Form einer Phasenverschiebung aufweisen, lassen sich dabei auch nicht durch eine eventuelle Berücksichtigung des Rollwinkels ϕ erklären, der für das Manöver ebenfalls als Funktion von t vorliegt. Um diesen Widerspruch zu eliminieren, wurde bei den anschließenden Berechnungen von dem Verlauf für die Drehgeschwindigkeit $r(t)$ ausgegangen, wobei der zeitliche Verlauf des Kurswinkels ψ durch Integration der Funktion $r(t)$ bestimmt wurde. Die Beschleunigungskomponenten $\dot{u}(t)$, $\dot{v}(t)$ und $\dot{x}(t)$ wurden im übrigen so ermittelt, daß zunächst die Meßwerte $u(t)$, $v(t)$ und $x(t)$ durch kubische Spline-Funktionen ausgeglichen wurden. Neben dem Umstand, daß auf diese Weise die zeitlichen Ableitungen relativ leicht zu bestimmen sind, besitzt die Vorgehensweise auch den Vorteil, daß unvermeidbare Ablesefehler ausgeglichen und notwendige Zwischenwerte für die angestrebte Schrittweite von $\Delta t = 1 \text{ s}$ geliefert werden.

Die mit Hilfe der Identifikationsverfahren ermittelten signifikanten Koeffizienten des Dgl.systems (11) sowie die zugehörigen Schätzwerte und die Standardabweichungen s_x sind in den Tabellen 21 und 22 erfaßt. Man sieht aus

Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.
A_1	1/m	-0.0315	-0.0279
A_4	1/m	1.0947	1.9641
A_5	m	8.3741	4.9028
A_6	1/m	-0.0069	0.0023
A_7	1	7.7618	8.5133
A_8	1/m	-0.0045	-0.0194
A_{10}	1/m	0.0	0.1710
A_{20}	1/m	-0.2520	-0.2283
A_{24}	1/m	-0.0060	-0.0059
A_{26}	1/m	0.0745	0.0495

Tabelle 21

Ergebnisse der Identifikations-
verfahren

USS 'Compass Island',

$U_0 = 15.0$ kn

Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.	Koeffi- zient	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.
B_1	1/m	0.0	-0.0007	C_1	1/m ²	0.0	-0.0005
B_3	1/m	0.0117	-0.4979	C_3	1/m ²	0.2394	0.2225
B_5	1/m	51.9963	-26.3332	C_6	1	36.4328	14.0595
B_6	m	92.2848	-368.7800	C_7	1/m ²	-1.9351	-1.2429
B_{10}	1	0.5066	-1.1170	C_{10}	1/m	0.4680	-0.0852
B_{11}	m	2.9787	5.0964	C_{11}	1	-0.9929	-0.4302
B_{13}	1	228.4250	-149.6650	C_{14}	1/m	-5.5906	-3.6978
B_{17}	1/m	0.0830	0.0760	C_{16}	1/m	0.3804	0.0048
B_{19}	1/m	-0.2121	-0.3722	C_{17}	1/m ²	-0.0294	-0.0254
B_{20}	1/m	0.4947	8.3678	C_{19}	1/m ²	0.0	-0.0773
B_{21}	m	-10.1331	-42.5030	C_{20}	1/m ²	-0.1041	0.6716
B_{22}	1/m	-0.0699	-0.0799	C_{34}	1/m	2.1340	1.3321
B_{25}	1/m	0.0361	-0.0856				
B_{32}	m	-24.8878	-16.5476				

den in Tabelle 22 aufgeführten Standardabweichungen s_x , daß bereits mit den Schätzwerten nach der Beschleunigungsfehler-Methode (0. Iteration) eine gute Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation erreicht wird. Dies wird auch durch die Abb. 20a - c bestätigt. Allerdings ist zu beachten, daß es sich bei dem 20⁰/20⁰ Z-Manöver um das Quellmanöver handelt! Dagegen können die von Morse und Price (1961) gleichfalls durchgeführten Drehkreisfahrten, deren zeitliche Abläufe in der Form von Bahnkurven vorliegen, als echte Testmanöver angesehen werden. Ein entsprechender Vergleich mit Simulationsrech-

Tabelle 22

Ergebnisse der Identifikations-
verfahren

USS 'Compass Island',

$U_o = 15.0 \text{ kn}$

Std. abweichg.	Dimen- sion	nach 0. Iter.	nach 1. Iter.
s_u	m/s	0.0584	0.0442
s_v	m/s	0.0621	0.0510
s_r	°/s	0.0283	0.0305
s_ψ	°	0.562	1.533
s_β	°	0.570	0.470
$\tilde{s}_u$	v.H.	0.903	0.684
$\tilde{s}_v$	v.H.	8.477	6.962
$\tilde{s}_r$	v.H.	4.417	4.763
$\tilde{s}_\psi$	v.H.	2.699	7.361
$\tilde{s}_\beta$	v.H.	8.687	7.159

nungen unter Verwendung der Schätzwerte des 0. Iterationsschrittes ist in den Abb. 21 bis 23 dargestellt. Wie man anhand der Bilder erkennt, wird auch bei den Testmanövern eine gute Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation erreicht. Der in Abb. 21 zu beobachtende Versatz der beiden Bahnkurven beruht in erster Linie darauf, daß bei der Simulation Einflüsse von Wind oder Strömung nicht berücksichtigt wurden, während diese bei den Messungen sicherlich vorhanden waren. Wichtig aber ist, daß die Durchmesser in der stationären Endphase des Drehkreismanövers fast identisch sind. Die Anwendung der Methode der Geschwindigkeitsfehler bringt, wie man der Tabelle 22 entnehmen kann, im 1. Iterationsschritt kleine Verbesserungen bei der Anpassung der Geschwindigkeitskomponenten u und v . Bei der Drehgeschwindigkeit r tritt dagegen bereits eine geringfügige Verschlechterung ein, so daß eine weitere Anwendung der Methode nicht ratsam erscheint. Die Auswirkungen der Ergebnisse des 1. Iterationsschrittes auf die drei Testmanöver sind in den Abb. 24 bis 26 wiedergegeben und man erkennt, daß auch hier nur noch sehr kleine Änderungen gegenüber dem 0. Iterationsschritt feststellbar sind.

5. Übertragung von Modellversuchsergebnissen auf die Großausführung

Die Übertragung von Versuchsergebnissen mit freimanövrierenden Schiffsmodellen auf die Großausführung ist unter zwei grundsätzlich verschiedenen Gesichtspunkten zu betrachten. Da ist zum einen der Aspekt des reinen Maßstabeffektes, der aus den unterschiedlichen Reynolds-Zahlen R_n für Schiffsmodell und Großausführung resultiert und ein hydrodynamisches Problem darstellt. Zum anderen besteht ein gravierender Unterschied in den jeweiligen Antriebsanlagen, der sich explizit in verschiedenartigen zeitlichen Verläufen der Propellerdrehzahl $n(t)$ äußert. Während man beim Modellversuch von einer konstanten Propellerdrehzahl ausgehen kann, ist diese Bedingung bei der Großausführung, die im Normalfall durch einen Dieselmotor (konstantes Drehmoment Q_E) oder durch eine Dampfturbine (konstante Wellenleistung P_S) angetrieben wird, nicht erfüllt und muß entsprechend berücksichtigt werden. Weiterhin bestehen vielfach auch Unterschiede in der Leistungscharakteristik der jeweiligen Rudermaschine. Im Modellversuch wird das Ruder stets mit einer konstanten Drehgeschwindigkeit $\dot{\delta} = k = \text{const}$ auf den gewünschten Sollwert gebracht, während bei der Großausführung diese Annahme nicht immer gilt und dementsprechende Auswirkungen auf den Bewegungsablauf hat. Das Problem eventueller Unterschiede in den dimensionslosen Trägheitsmomenten I'_{zz} für Schiffsmodell und Großausführung kann durch eine Berücksichtigung in den Bewegungsgleichungen gelöst werden.

Die Frage des Maßstabeffektes ist insbesondere in den letzten Jahren Gegenstand zahlreicher Beiträge und Diskussionen bei verschiedenen Treffen der International Towing Tank Conference (ITTC) gewesen. Man muß allerdings feststellen, daß sich für dieses komplexe Problem der Schiffshydrodynamik auch in absehbarer Zeit noch keine wissenschaftlich befriedigenden Lösungsmöglichkeiten abzeichnen. Vielfach lautet das Fazit nach Vergleichen von Modellversuchen mit den entsprechenden Ergebnissen der Großausführung lediglich, daß bei den Versuchsbedingungen für das Schiffsmodell nicht nur auf korrekten Tiefgang, Trimm usw. zu achten ist, sondern daß auch das dynamische Verhalten der Antriebsanlage und der Rudermaschine ähnlich sein sollten. Eine Forderung aber, die im Modellversuch nur sehr schwer zu verwirklichen ist. Im Falle von Versuchen mit gefesselten Schiffsmodellen zur Bestimmung der hydrodynamischen Koeffizienten von Bewegungsgleichungen hat man es sich zur Regel gemacht, die Versuche mit der Propellerdrehzahl n durchzuführen, die zum Propulsionspunkt

der Großausführung gehört. Durch diese Maßnahme werden zwar die Terme, die die unmittelbare Wirkung des Ruders bzw. des Ruderwinkels δ wiedergeben, den Verhältnissen der Großausführung etwas besser angepaßt. Ob die gleiche, verbessernde Wirkung jedoch auch bei den restlichen Termen auftritt, bedarf noch einer sorgfältigen Überprüfung. Eine Klärung ist insofern von eminenter Bedeutung, als diese Regel den Schluß zuläßt, daß sich, je nachdem welche Versuchsart - Kraftmessungen an gefesselten Schiffsmodellen oder Versuche mit freimanövrierenden Schiffsmodellen - gewählt wird, unterschiedliche Prognosen für die Großausführung ergeben. Leider liegen zum augenblicklichen Zeitpunkt noch keine Untersuchungen vor, bei denen zur Bestimmung der Manöviereigenschaften eines Schiffes beide angeführten Möglichkeiten in Betracht gezogen wurden und eine Aussage über eventuelle Unterschiede ermöglichen. Von Smitt und Chislett (1974) ist am Beispiel des MARINER-Standardschiffes gezeigt worden, daß die im Modellversuch aus PMM-Versuchen - unter Anwendung der o.a. Regel - ermittelten dimensionslosen Koeffizienten der modifizierten Bewegungsgleichungen nach Abkowitz (1964) das Verhalten der Großausführung, vgl. Morse und Price (1961), sehr gut wiedergeben. Dabei weisen die Autoren ausdrücklich darauf hin, daß keinerlei Maßstabskorrekturen an einzelnen Koeffizienten vorgenommen wurden. Allerdings betonen sie auch, daß dieses Einzelergebnis nicht verallgemeinert werden dürfe!

Wie bekannt, ist bei Versuchen mit freimanövrierenden Schiffsmodellen eine den Kraftmessungen entsprechende Vorgehensweise nur unter Verwendung eines zusätzlichen Schubaggregates möglich, das den überschüssigen Anteil des Zähigkeitswiderstandes kompensiert. Wegen der damit verbundenen meßtechnischen Schwierigkeiten hat man sich vielfach mit einer vereinfachenden Annahme zufrieden gegeben, die insbesondere für Einschrauber mit im Propellerstrahl angeordnetem Ruder gilt bzw. gelten soll. Diese Annahme geht von der Voraussetzung aus, daß sich beim freimanövrierenden Schiffsmodell zwei Maßstabeffekte in ihrer Wirkung gegenseitig aufheben, s.a. Mandel (1967). Für die mittlere Strahlgeschwindigkeit hinter dem Propeller kann unter Anwendung der vereinfachten Strahltheorie nach Rankine und Froude näherungsweise

$$c \approx V_A \sqrt{1 + C_{Th}} = V (1 - w) \sqrt{1 + C_{Th}} \quad (18)$$

angesetzt werden. Beim Modellversuch ergibt sich nun - verglichen mit der Großausführung - aufgrund des überproportionalen Zähigkeitswiderstandes eine Erhöhung des Schubbelastungsgrades C_{Th} . Die damit verbundene Vergrößerung der

Strahlgeschwindigkeit bzw. der Anströmgeschwindigkeit des Ruders wird jedoch zum Teil durch das Faktum ausgeglichen, daß - gleichfalls als Folge der niedrigeren Reynolds-Zahl - die Reibungsgrenzschicht und die Ablösungszone im Hinterschiffsbereich beim Schiffsmodell relativ dicker als bei der Großausführung sind und daß demzufolge die mittlere Anströmgeschwindigkeit V_A zum Propeller beim Schiffsmodell relativ kleiner ist. Allerdings muß in diesem Zusammenhang festgestellt werden, daß gerade der zweite Effekt auch bei Versuchen mit gefesselten Schiffsmodellen zum Tragen kommt und daß infolgedessen die mittlere Strahlgeschwindigkeit c bei gleichem Schubbelastungsgrad im Modellversuch relativ verkleinert wird. Diese Zwischenbetrachtung zeigt, daß die eingeführte Regel bei Versuchen mit gefesselten Schiffsmodellen noch nicht als definitiv anzusehen ist, sondern daß es noch eingehender Untersuchungen bis zu einer zweifelsfreien Lösung bedarf.

Die vereinfachende Hypothese bei der Übertragung von Ergebnissen mit freimanövrierenden Schiffsmodellen wird nun von Burcher (1975a) durch Vergleiche der dimensionslosen Spiralkurve $x' = L/R = f(\delta)$ zumindest für schlanke Schiffe im großen und ganzen bestätigt. Anders sieht es dagegen bei völligen Schiffen aus. Wie ebenfalls von Burcher (1975a) und von Okamoto (1973) gezeigt wurde, sind hier die Unterschiede in der Spiralkurve $x' = f(\delta)$ insbesondere im Bereich kleiner Ruderwinkel zum Teil beträchtlich. Ein Großteil der Unterschiede ist dabei mit Sicherheit auf die bei völligen Schiffen häufig zu beobachtenden instationären Ablösungserscheinungen und Wirbelbildungen zurückzuführen, die auch während normaler Widerstands- und Propulsionsversuche in den Schiffbau-Versuchsanstalten zu erheblichen Schwierigkeiten führen. Aus den von Okamoto (1973) angeführten Beispielen für völlige Schiffe ist aber auch ersichtlich, daß mit derartigen Abweichungen nicht immer gerechnet werden muß. Das wiederum bedeutet, daß für die Übertragung von Modellergebnissen völliger Schiffe keine allgemeingültigen Regeln angegeben werden können. Okamoto (1973) macht allerdings den Vorschlag, die Strömung im Hinterschiffsbereich völliger Schiffsmodelle durch zusätzliche Leitflossen zu beeinflussen. Solange jedoch keine theoretischen Absicherungen der physikalischen Zusammenhänge existieren bzw. kein zuverlässiges empirisches Datenmaterial vorliegt, sollten derartige Hilfsvorrichtungen im Zusammenhang mit Manövrieruntersuchungen nicht angewendet werden, s. a. Sukselainen (1975).

In Anbetracht der Tatsache, daß im Rahmen der Überprüfung der Identifikationsverfahren Versuche mit dem Modell des MARINER-Standardschiffes durchgeführt wurden, bietet sich ein Vergleich der gewonnenen Ergebnisse mit den entsprechenden Großausführungsmessungen an. Dieser Vergleich wird insbesondere dadurch begünstigt, als bei den Modellversuchen die geometrische Ähnlichkeit gewahrt wurde, d.h. Verdrängung und Trimm entsprachen dem bei Morse und Price (1961) dokumentierten Probefahrtszustand. Eine Anpassung an das Trägheitsmoment I_{zz} der Großausführung konnte nicht durchgeführt werden, da Angaben darüber nicht vorhanden sind. Der für das Schiffsmodell ermittelte Trägheitsradius von $k_{zz} \approx 0.25 L$, vgl. Tabelle 10, liegt jedoch in der üblichen Größenordnung und eventuelle geringe Unterschiede dürften keinen entscheidenden Einfluß ausüben. In Anlehnung an die üblichen Vergleiche auf der Basis der dimensionslosen Spiralkurve $r' = L/R = f(\delta)$ ist in Abb. 27 die bereits in Abb. 17 aufgetragene Spiralkurve für die mittlere Ausgangsgeschwindigkeit $U_0 = 1.54$ m/s, die einer Ausgangsgeschwindigkeit der Großausführung von $U_0 = 15.0$ kn entspricht, wiedergegeben. Zusätzlich zu dieser Spiralkurve, die das Ergebnis eines Identifikationsprozesses unter Verwendung zweier Standardmanövrierversuche darstellt, sind die zugehörigen Ergebnisse aus fünf Drehkreisfahrten der Großausführung aufgetragen, deren zeitliche Abläufe bei Morse und Price (1961) in der Form von Bahnkurven (vgl. die Abb. 21 bis 26) vorliegen und somit eine Bestimmung des stationären Drehkreisradius R ermöglichen. Wie man aus Abb. 27 erkennt, ist die Übereinstimmung zwischen Modellversuch und Großausführungsmessungen im Bereich negativer Ruderwinkel (Drehung nach Steuerbord!) sehr gut. Bei positiven Ruderwinkeln zeigt sich dagegen, daß die Drehfähigkeit der Großausführung größer ist als die des Modells. Bei näherer Betrachtung fällt allerdings auf, daß die Abweichungen zwischen Modellversuch und Großausführungsmessung auch als eine Verschiebung des Ruderwinkels um $\Delta\delta = \delta_m - \delta_s \approx 2^\circ$ interpretiert werden können. Von Sato u.a. (1974) vorgelegte Geosim-Versuchsergebnisse mit überbreiten Tankerschiffsmodellen, deren dimensionslose Spiralkurven ebenfalls einen deutlichen Versatz aufweisen, zeigen, daß das vorliegende Ergebnis für das MARINER-Standardschiff keinen Einzelfall darstellt.

Die von Sato u.a. (1974) getroffene Feststellung, daß sich nämlich die wesentlichsten maßstabbedingten Änderungen im Bereich kleiner Bewegungen bzw. kleiner Ruderwinkel ergeben, wird auch durch Abb. 28 bestätigt. Die Abb. 28 enthält eine Gegenüberstellung der von Morse und Price (1961) aus dem Spiralversuch nach Dieudonné ermittelten Abhängigkeit $r = f(\delta)$ und der auf der

Basis des Froudeschen Ähnlichkeitsgesetzes umgerechneten Ergebnisse für das HSVA-Modell Nr. 2654. Die Anwendung des Froudeschen Ähnlichkeitsgesetzes ist insofern statthaft, als dadurch gleichzeitig das im allgemeinen für dynamische Vorgänge gültige Newtonsche Ähnlichkeitsgesetz erfüllt wird. Aus Abb. 28 lassen sich drei wichtige Einzelheiten ablesen, die anschließend kurz diskutiert werden. Erstens, Modell und Großausführung unterscheiden sich deutlich in bezug auf den neutralen Ruderwinkel δ_0 . Zweitens, die Steigung der Spiralkurve im neutralen Punkt $(\partial x / \partial \delta)_{x=0}$ ist für Modell und Großausführung unterschiedlich. Drittens, sowohl im Bereich negativer als auch positiver Ruderwinkel ($|\delta| > 3^\circ$) ist die Steigung der Spiralkurve $(\partial x / \partial \delta)$ für Modell und Großausführung praktisch jedoch gleich.

Zur unterschiedlichen Steigung im neutralen Punkt $x = 0$ ist festzustellen, daß die deutliche Änderung gegenüber dem Modellversuch als Maßstab einfluß zu werten ist. Von Niemann (1967) ist für kleine Drift- bzw. Gierbewegungen anhand von Beispielen mit idealisierten Rotationskörpern gezeigt worden, daß ein spürbarer Einfluß der Zähigkeit des umgebenden Mediums und damit der Reynolds-Zahl R_n auf die Dämpfungskräfte am driftenden Schiff besteht. In einem konkreten Beispiel wurden von Niemann (1967) die Zeitkonstanten T_j und der Verstärkungsfaktor K der erstmals von Nomoto u.a. (1957) vorgelegten linearen Differentialgleichung 2. Ordnung für horizontale Schiffsbewegungen

$$T_1 T_2 \ddot{x} + (T_1 + T_2) \dot{x} + x = K (\delta + T_3 \dot{\delta}) \quad (19)$$

in Abhängigkeit von der Reynolds-Zahl R_n für das MARINER-Standardschiff berechnet, wobei der Rumpf des Schiffes durch einen Rotationskörper gleicher Verdrängung und gleicher Oberfläche ersetzt wurde. Die durchgeführten Berechnungen haben dabei ergeben, daß die Zeitkonstanten T_2 und T_3 sich nur unwesentlich ändern, während die Zeitkonstante T_1 und der Verstärkungsfaktor K ein deutliches Anwachsen mit zunehmender Reynolds-Zahl zeigen. Das letztere Ergebnis wird zumindest qualitativ durch die Abb. 28 bestätigt, da der Verstärkungsfaktor K der Steigung der Spiralkurve im neutralen Punkt $x = 0$ entspricht und die Großausführungsmessungen - unter der Voraussetzung eines gierstabilen Verhaltens - gleichfalls eine Vergrößerung der Steigung erkennen lassen.

Die Verschiebung des neutralen Ruderwinkels δ_0 wirkt sich in der Weise

aus, daß die Großausführung bei dem Ruderwinkel $\delta = 0^\circ$ eine negative Drehung nach Backbord (Vorzeichenregelung s. Abb. 1) ausführt, während beim Schiffsmodell eine deutliche positive Drehung nach Steuerbord stattfindet. Das Verhalten der Großausführung steht damit in Übereinstimmung mit der von Mandel (1967) formulierten These, daß jedes Einschraubenschiff mit rechtsdrehendem Propeller bei ungelegtem Ruder eine Backbord-Drehung ausführen muß. Das im freifahrenden Zustand beobachtete Verhalten des Schiffsmodells widerspricht allerdings dieser These; wobei anzumerken ist, daß dieses Verhalten durch Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell bestätigt wird, die bei $v = r = \delta = 0$ eine negative Seitenkraft Y_0 und ein positives Moment N_0 ausweisen, vgl. Oltmann und Wolff (1977). Ergänzende Messungen von Laudan (1977) haben darüber hinaus ergeben, daß der beschriebene Effekt beim Schiffsmodell hauptsächlich auf eine ausgeprägte negative horizontale Seitenkraft des Propellers zurückzuführen ist. Eine infolge des Dralls im Propellerstrahl in positiver Richtung wirkende Seitenkraft am Ruder, die nach Mandel (1967) als eine der wesentlichen Ursachen für eine Backbord-Drehung des Einschraubers anzusehen ist, konnte dagegen bei den genannten Messungen nicht festgestellt werden. Das schließt jedoch nicht aus, daß bei der Großausführung entgegengesetzte Effekte auftreten, da - wie bereits ausgeführt - die Strömungsverhältnisse im Hinterschiffsbereich bei Modell und Großausführung sehr unterschiedlich sind. Weiterhin darf nicht übersehen werden, daß die aus den Wechselwirkungen zwischen Schiffsrumpf, Propeller und Ruder resultierenden Seitenkräfte im allgemeinen relativ klein sind und nur durch den großen Abstand zum Massenmittelpunkt eine spürbare Wirkung erzielen.

In Anbetracht der Tatsache, daß zum gegenwärtigen Zeitpunkt keine analytischen Methoden für eine zuverlässige Korrektur der beobachteten Maßstabeffekte vorliegen, erscheint es zunächst sinnvoll, die mit Hilfe der Identifikationsverfahren aus Modellversuchen ermittelten, mehrheitlich dimensionsbehafteten Schätzwerte für die hydrodynamischen Koeffizienten des Dgl.systems (11) unter Anwendung des Froudeschen Ähnlichkeitsgesetzes, das bekanntermaßen das Newtonsche Ähnlichkeitsgesetz einschließt, auf die Großausführung umzurechnen. Dabei muß man sich allerdings des Umstandes bewußt sein, daß die beschriebenen Abweichungen auftreten können. Gegen eine eventuelle Korrektur einzelner, insbesondere linearer Koeffizienten auf der Grundlage empirischer Formeln sprechen außerdem zwei triftige Gründe. Zum einen bilden die ermittelten signifikanten Koeffizienten, wie die Ergebnisse des Abschnitts 4 deutlich machen,

mit ihren zugehörigen Schätzwerten jeweils ein geschlossenes System. Zum anderen zeigt sich gerade am Beispiel des MARINER-Standardschiffes, daß auch nichtlineare Terme von Maßstabeffekten beeinflußt werden können und daß infolgedessen die alleinige Korrektur linearer Terme nicht ausreichend ist, vgl. dazu Abb. 28.

Da das Problem des Maßstabeinflusses nur durch gezielte Untersuchungen, die sowohl Geosim-Modellversuche als auch Großausführungsmessungen mit unterschiedlichen Schiffstypen einschließen müssen, erfolgreich gelöst werden kann, wird stattdessen versucht, die Möglichkeiten der vorgestellten Identifikationsverfahren im Hinblick auf eine bessere Berücksichtigung der unterschiedlichen Antriebscharakteristiken für Schiffsmodell und Großausführung auszudehnen. Zu diesem Zweck wird eine Modifikation des Dgl.systems (11) vorgenommen, die es gestattet, die ermittelten Schätzwerte für die hydrodynamischen Koeffizienten geschlossen auf die Großausführung zu übertragen.

Geht man von der geradlinigen Bewegung eines Schiffes aus, dann gelten im allgemeinen die beiden folgenden Beziehungen

$$(m - X_{\dot{u}}) \dot{u} = (1 - t) T - R_T \quad (20)$$

und
$$2\pi I_{EP} \dot{n} = Q_E - Q - Q_F \quad (21)$$

In den Abkowitzschen Bewegungsgleichungen, Gl. (4a), wird aus Gründen der numerischen Vereinfachung die rechte Seite der Gl. (20) durch eine kubische Parabel der Form

$$(1 - t) T - R_T \approx X_u \Delta u + \frac{1}{2} X_{uu} \Delta u^2 + \frac{1}{6} X_{uuu} \Delta u^3 \quad (22)$$

angenähert. In dem Dgl.system (11) wurde deshalb ein entsprechender Ansatz verwendet. Macht man nun diesen Parabelausgleich wieder rückgängig, s.a. Brown und Alvestad (1975), dann kann Gl. (11a) folgendermaßen umgeschrieben werden

$$\begin{aligned} \dot{u} = & \frac{1}{(m - X_{\dot{u}})} \{ (1 - t) T - R_T \} + \\ & + A_4 v^2 \quad + A_5 r^2 \quad + A_6 u^2 \delta^2 \quad + A_7 v r \quad + A_8 u v \delta \quad + \\ & + A_9 u r \delta \quad + A_{10} \frac{v^2 \Delta u}{u} \quad + A_{11} \frac{r^2 \Delta u}{u} \quad + A_{12} u \Delta u \delta^2 \quad + A_{13} u v \quad + \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& + A_{14} v \Delta u \quad + A_{15} \frac{v \Delta u^2}{u} \quad + A_{16} u r \quad + A_{17} r \Delta u \quad + A_{18} \frac{r \Delta u^2}{u} \quad + \\
& + A_{19} \frac{v r \Delta u}{u} \quad + A_{20} v \delta \Delta u \quad + A_{21} r \delta \Delta u \quad + A_{22} v^2 \delta \quad + A_{23} r^2 \delta \quad + \\
& + A_{24} u^2 \delta \quad + A_{25} u \delta \Delta u \quad + A_{26} \delta \Delta u^2
\end{aligned} \tag{23}$$

bzw.

$$\begin{aligned}
\dot{u}^* = & A_4 v^2 \quad + A_5 r^2 \quad + A_6 u^2 \delta^2 \quad + A_7 v r \quad + A_8 u v \delta \quad + \\
& + A_9 u r \delta \quad + A_{10} \frac{v^2 \Delta u}{u} \quad + A_{11} \frac{r^2 \Delta u}{u} \quad + A_{12} u \Delta u \delta^2 \quad + A_{13} u v \quad + \\
& + A_{14} v \Delta u \quad + A_{15} \frac{v \Delta u^2}{u} \quad + A_{16} u r \quad + A_{17} r \Delta u \quad + A_{18} \frac{r \Delta u^2}{u} \quad + \\
& + A_{19} \frac{v r \Delta u}{u} \quad + A_{20} v \delta \Delta u \quad + A_{21} r \delta \Delta u \quad + A_{22} v^2 \delta \quad + A_{23} r^2 \delta \quad + \\
& + A_{24} u^2 \delta \quad + A_{25} u \delta \Delta u \quad + A_{26} \delta \Delta u^2
\end{aligned} \tag{24}$$

mit

$$\dot{u}^* = \dot{u} - \frac{1}{(m - X_{\dot{u}}^*)} \{ (1 - t) T(u, n) - R_T(u) \}$$

Durch eine einfache Propellersteuerung kann gewährleistet werden, daß die Propellerdrehzahl n während des Manövrierversuchs mit Sicherheit konstant bleibt. Das wiederum bedeutet, daß zumindest im Modellversuch Gl. (21) nicht berücksichtigt zu werden braucht.

Durch die Ausklammerung der Koeffizienten A_1 , A_2 und A_3 ändert sich entsprechend auch die Zielfunktion $\varepsilon_{\dot{u}}^*$, Gl. (13a), zu

$$\varepsilon_{\dot{u}}^{**} = \sum_{i=1}^n [\dot{u}_m^*(t_i) - \dot{u}_c^*(t_i)]^2 \rightarrow \min_{A_j} \quad (j = 4, 26) \tag{25}$$

Die modifizierte Längsbeschleunigung $\dot{u}^*$ läßt sich im Modellversuch in der Weise ermitteln, daß während des Manövrierversuchs zusätzlich der Propellerschub $T(t)$ und das Drehmoment $Q(t)$ gemessen werden. Der Gesamtwiderstand $R_T(u)$ ist für das Schiffsmodell - und auch für die Großausführung - normalerweise bekannt. Die sogenannte hydrodynamische Masse $X_{\dot{u}}^*$ kann durch einen Oszillatorversuch mit dem gefesselten Schiffsmodell ermittelt werden. In der Mehrzahl aller Fälle genügt jedoch eine theoretische Abschätzung, zumal $X_{\dot{u}}^*$ nach

Propellerdrehmoment $Q = f(u, w_Q, n)$ gekoppelt und infolgedessen müssen beide Funktionen vorgegeben sein. Normalerweise wird es genügen, die übliche Darstellung durch die Beiwerte K_T und K_Q als Funktion der Fortschrittsziffer J zu verwenden. Will man dagegen auch den Bereich kleiner Drehzahlen n besser erfassen, bieten sich die folgenden Beiwerte an

$$C_{Th}^* = \frac{2 T}{\rho [V_A^2 + (0.7\pi n D)^2] A_0} \quad (26)$$

und

$$C_Q^* = \frac{2 Q}{\rho [V_A^2 + (0.7\pi n D)^2] A_0 D} \quad (27)$$

Diese Beiwerte werden üblicherweise über dem effektiven Fortschrittswinkel am Propellerradius $r = 0.7 R$

$$\beta^* = \arctan \frac{V_A}{0.7\pi n D} \approx \arctan \frac{u (1-w)}{0.7\pi n D} \quad (28)$$

aufgetragen, vgl. Laudan (1974). Berücksichtigt man die Tatsache, daß die hydrodynamischen Koeffizienten A_j , B_j und C_j im Modellversuch unter der Bedingung Sogziffer $t = \text{const}$ ermittelt werden, erscheint die gleiche Annahme für die Großausführung nur konsequent. Auch bei der Nachstromziffer w muß, solange keine genaueren Erkenntnisse vorliegen, mit dieser Hypothese gearbeitet werden.

Die Momentencharakteristik $Q_E = f(n)$ hängt im wesentlichen vom Typ der Antriebsanlage ab. Man kann bei dem üblichen Dieselmotor davon ausgehen, daß - vorausgesetzt, es erfolgt keine Änderung der Füllung - das Drehmoment Q_E konstant bleibt. Für die Turbinenanlage wurde bislang immer angenommen, daß die Wellenleistung $P_S = 2\pi Q_E n$ konstant bleibt, Chislett und Strøm-Tejsen (1965). Das bedeutet für das Drehmoment $Q_E \sim n^{-1}$. In neueren Untersuchungen, s. dazu Geisler und Siemer (1974), wird dagegen von einer geradlinigen Abhängigkeit des Drehmoments von der Drehzahl ausgegangen. Allerdings sind die dadurch bedingten Abweichungen gegenüber der älteren Annahme konstanter Wellenleistung im Bereich normaler Manöver, d.h. kleiner Drehzahländerungen, nur gering.

vorliegenden Erfahrungen klein im Verhältnis zur Masse m ist (Größenordnung: $2 \div 5\%$). Die effektive Sogziffer t ermittelt man am zweckmäßigsten dadurch, daß das Schiffsmodell vor der eigentlichen Manövrierphase eine kurze Zeitspanne ($\Delta t \approx 5$ s) auf geradem Kurs fährt. Der während dieser Zeit gemessene mittlere Schub T wird zur Bestimmung der effektiven Sogziffer t herangezogen. Für den weiteren Verlauf des Versuches und der anschließenden Rechnung wird sodann angenommen, daß die effektive Sogziffer t konstant bleibt. Diese Vorgehensweise ist insofern statthaft, als die Schätzwerte der relevanten Koeffizienten über die modifizierte Längsbeschleunigung $\ddot{u}^*$ an die Bedingung Sogziffer $t = \text{const}$ angepaßt werden. Es liegen außerdem Messungen vor, die zeigen, daß im Falle normaler Manöver, bei denen Umsteuervorgänge ausgeschlossen sind, in guter Näherung mit konstanter Nachstromziffer bzw. Sogziffer gearbeitet werden kann, Laudan (1974).

Während die Anwendung der Methode der Beschleunigungsfehler unter den gemachten Voraussetzungen keinerlei grundsätzliche Schwierigkeiten bereitet, ist bei einer erforderlichen Anwendung der Geschwindigkeitsfehler-Methode darauf zu achten, daß nicht von dem Ansatz für die modifizierte Beschleunigungskomponente $\ddot{u}^*$, Gl. (24), ausgegangen werden darf, sondern daß Gl. (11a) durch Gl. (23) ersetzt werden muß. Das wiederum bedeutet, daß bei der Bestimmung der partiellen Ableitungen ($\partial f / \partial \tilde{x}$), s. Gl. (B26), auch die partiellen Ableitungen ($\partial T / \partial \tilde{x}$) und ($\partial R_T / \partial \tilde{x}$) als Funktionen der Zeit t gebildet werden müssen. Während beim Gesamtwiderstand R_T in 1. Näherung vorausgesetzt werden kann, daß er lediglich eine Funktion der Längsgeschwindigkeit u ist, muß diese Annahme beim Propellerschub T nicht zutreffen. Solange keine genaueren Kenntnisse vorliegen, muß man jedoch davon ausgehen, daß der Einfluß von Seitengeschwindigkeit v und Drehgeschwindigkeit x im Vergleich zur Längsgeschwindigkeit u gering ist. Dabei ist außerdem zu beachten, daß - wie im Falle der Annahme Sogziffer $t = \text{const}$ - die Methode der Geschwindigkeitsfehler eine entsprechende Anpassung der relevanten Koeffizienten durchführt.

Die Übertragung auf die Großausführung - unter Vernachlässigung des Maßstabeinflusses - geschieht durch eine Umrechnung der ermittelten Schätzwerte A_j , B_j und C_j unter Anwendung des Froudeschen Ähnlichkeitsgesetzes. Neben den Gl.n. (11b), (11c) und (23) muß bei Simulationsrechnungen für die Großausführung, im Gegensatz zum Modellversuch, auch die Gl. (21) berücksichtigt werden, da die Bedingung $n = \text{const}$ nicht mehr gegeben ist. Die vier notwendigen Gleichungen sind über den Propellerschub $T = f(u, w_T, n)$ und das

Am Anfang dieses Abschnittes wurde bereits festgestellt, daß zwischen Schiffsmodell und Großausführung nicht nur deutliche Unterschiede in der Antriebscharakteristik bestehen, sondern daß auch die jeweiligen Ruderanlagen häufig ein unterschiedliches Verhalten zeigen. Im Normalfall kann man davon ausgehen, daß das Ruder mit einer konstanten Geschwindigkeit $\dot{\delta} = k$ auf den vorgegebenen Sollwert δ_{soll} gebracht wird. Dieses Normalverhalten wird im Modellversuch auch entsprechend nachgebildet. Anhand von Bordmessungen unter üblichen Betriebsbedingungen auf einem Containerschiff der 3. Generation hat Beyer (1976) jedoch gezeigt, daß die Annahme $\dot{\delta} = k = \text{const}$ insbesondere bei diesem Schiffstyp nicht mehr zutrifft. Der Verlauf des Ruderwinkels $\delta(t)$ zeigt vielmehr im Bereich größerer Ruderwinkel ein ausgeprägtes exponentielles Verhalten, was darauf zurückzuführen ist, daß die Rudermaschinen dieser großen und schnellen Schiffe bis zur Grenze ihrer Leistungsfähigkeit beansprucht werden. Um diesen Gegebenheiten Rechnung zu tragen, wurde ein allgemeiner Ansatz für die Ruderlegegeschwindigkeit $\dot{\delta}$ entwickelt, der auch eine eventuell vorhandene Verzögerungszeit t_t der Ruderanlage berücksichtigt. Weiterhin wurde vorausgesetzt, daß das exponentielle Verhalten nur dann zum Tragen kommt, wenn die Rudermaschine gegen ein zunehmendes Rudermoment Q_R arbeiten muß. Unter diesen Voraussetzungen lautet die kinematische Bedingung für die Ruderbewegung

$$\dot{\delta}(t) = \begin{cases} k \operatorname{sgn}\{\delta_{\text{soll}}(t - t_t) - \delta(t)\} & \text{wenn } \dot{\delta} \delta \leq 0 \\ k \operatorname{sgn}\{\delta_{\text{soll}}(t - t_t) - \delta(t)\} \exp \left\{ \frac{[t_u - t] k}{|\delta_{\text{soll}}(t - t_t) - \delta_u|} \right\} & \text{wenn } \dot{\delta} \delta > 0 \end{cases}$$

Wobei t_u der jüngste Zeitpunkt ist, zu dem $\dot{\delta} \delta = 0$ war.

δ_u ist der Wert von δ zur Zeit $t = t_u$. (29)

Aufgrund der Tatsache, daß keine direkte Kopplung mit den Bewegungsgleichungen (11a) bzw. (23), (11b), (11c) und (21) vorhanden ist sowie unter der plausiblen Annahme, daß der vorgegebene Sollwert δ_{soll} stückweise konstant ist, kann die Gl. (29) geschlossen integriert werden.

6. Anwendungsmöglichkeiten

Bevor in diesem Abschnitt auf einige Anwendungsmöglichkeiten der vorgestellten Identifikationsverfahren in Verbindung mit dem Dgl.system (11) eingegangen wird, bedarf es einer grundsätzlichen Feststellung. Die meisten der angeführten Beispiele können selbstverständlich auch mit den Bewegungsgleichungen von Abkowitz (1964), Dgl.system (4), bzw. von Norrbin (1971), Dgl.system (5), behandelt werden, deren hydrodynamische Koeffizienten im allgemeinen über Kraftmessungen an gefesselten Schiffsmodellen ermittelt werden. Der besondere Vorteil einer Analyse von Versuchen mit freimanövrierenden Schiffsmodellen liegt jedoch darin, daß der Versuchsaufwand - im Vergleich zu den Kraftmessungen - verhältnismäßig gering ist. Außerdem ist die Tatsache als positiv zu werten, daß auch entsprechende Versuche mit der Großausführung unter Anwendung der gleichen Methoden ausgewertet werden können. Ein anderer Aspekt bezieht sich auf die erforderliche Genauigkeit bei der Vermessung der Bahnkurven. Die im Abschnitt 4.2 aufgeführten hohen Auflösungen der Bahnkoordinaten bei der verwendeten Modellversuchsanlage, dem 'Computerized Planar Motion Carriage' der HSVA, und die damit verbundene Möglichkeit einer sehr genauen Bestimmung der Geschwindigkeits- und Beschleunigungskomponenten stellen in gewisser Hinsicht eine positive Ausnahme dar. Demgegenüber zeigen die vorgelegten Ergebnisse für die untersuchte Großausführung, Abschnitt 4.3, daß auch mit, relativ gesehen, ungenauen Meßdaten bei entsprechender Aufbereitung gute Ergebnisse durch die Anwendung der Identifikationsverfahren erzielt werden können. Das bedeutet, daß auch mit freimanövrierenden, funkgesteuerten Schiffsmodellen, deren Bahnkurven beispielsweise mit Hilfe von Ultraschall-ortungssystemen vermessen werden, befriedigende Ergebnisse zu erwarten sind.

Modellversuche mit freifahrenden Schiffsmodellen werden bei den Versuchsanstalten überwiegend in langen, rechteckigen Schleppkanälen durchgeführt. Das bedeutet, daß in der Regel nur Standardmanövierversuche oder ähnliche Schlängelfahrten für die Ermittlung der Manövriereigenschaften eines Schiffsmodells in Frage kommen. Andere interessierende Manöver, wie die Drehkreisfahrt oder der Spiralversuch nach Dieudonné bzw. Bech können dagegen infolge Rummangel nicht ausgeführt werden. Dabei ist aber gerade das letztere Manöver für die Auslegung von Kursreglern von besonderer Bedeutung. Mit den Bewegungsgleichungen und den zugehörigen Identifikationsverfahren ist nun die Möglichkeit gegeben, beide genannten Manöver rechnerisch zu simulieren

und damit die Standardmanövrierversuche sinnvoll zu ergänzen. Die im Abschnitt 4.2 beschriebenen Ergebnisse für das Modell eines überbreiten Massengutschiffes, HSVA-Modell Nr. 2578, bilden dafür ein gutes Beispiel. Dabei ist besonders auf die in Abb. 19 wiedergegebene Spiralkurve $x' = f(\delta)$ hinzuweisen, deren ausgeprägte Instabilität im Bereich kleiner Ruderwinkel mit konventionellen Versuchsmethoden nicht nachzuweisen ist.

Eine weitere, ähnliche Anwendungsmöglichkeit bezieht sich auf die Untersuchung des Einflusses der Ruderlegegeschwindigkeit $\dot{\delta} = k$ auf das Manövrierverhalten eines Schiffes. Auch in diesem Falle bietet sich eine rechnerische Simulation an, da entsprechende Versuche im allgemeinen sehr zeitaufwendig sind. Will man weiterhin nach der Durchführung von Standardmanövrierversuchen einen statistischen Vergleich mit anderen Schiffen gleichen Typs vornehmen, dann ist beispielsweise darauf zu achten, daß die von Brix (1975) vorgelegten Diagramme für eine Ruderlegegeschwindigkeit von $k = 2.32$ °/s gelten. Ist dies nicht der Fall, sollten die Standardmanövrierversuche mit der richtigen Ruderlegegeschwindigkeit simuliert oder besser korrigiert werden. Als Beispiel dafür dient wiederum das Modell des überbreiten Schiffes, dessen Ruderlegegeschwindigkeit nicht der angeführten Norm entsprach. Außerdem verursachte die verwendete Rudermaschine, wie aus den Abb. 18a - c hervorgeht, beim Erreichen des Rudersollwertes δ_{soll} ein unerwünschtes Überschwingen, so daß auch aus diesem Grunde eine Korrektur notwendig erschien. Als Demonstrationsbeispiel ist in Abb. 29 das 20°/10° Z-Manöver wiedergegeben, mit dessen Hilfe die in den Abb. 30 und 31 aufgetragenen Manövrierkenngrößen C (dimensionslose Backbord-Drehgeschwindigkeit) und E (dimensionslose Ausweichzeit) ermittelt wurden. Man erkennt aus Abb. 30, daß - verglichen mit anderen Massengutschiffen - das HSVA-Modell Nr. 2578 eine große Drehfähigkeit besitzt. Bei der Ausweichzeit E , Abb. 31, zeigt das Schiffsmodell durchschnittliches oder normales Verhalten, was durch die Lage des Meßpunktes in der Nähe der Regressionsgeraden zum Ausdruck kommt.

Das im Abschnitt 5 durch die Gl. (29) beschriebene exponentielle Verhalten einer hochbelasteten Rudermaschine ist für Vergleichszwecke gleichfalls sehr viel einfacher mit Hilfe einer Simulationsrechnung nachzubilden, als im Modellversuch mit einer entsprechenden Versuchseinrichtung zu realisieren. Das gleiche gilt auch für Frequenzgangversuche, wie sie bereits von Richter (1960) für eine sichere Auslegung eines Kursreglers vorgeschlagen und im Modellversuch sowie bei Großausführungsmessungen durchgeführt wurden. Bei diesen

Versuchen wird das Ruder, die Eingangsgröße, sinusförmig mit kleinen Amplituden in einem breiten Frequenzbereich bewegt. Die Ausgangsgrößen, Kurswinkel ψ und Querbewegung y_0 , werden als Funktion der Zeit t gemessen. Es sind im wesentlichen drei Punkte, die gleichfalls für eine rechnerische Simulation derartiger Versuche sprechen. Als erster Punkt ist der erforderliche Versuchsaufwand zu nennen, da neben einer Vielzahl von Schwingungsperioden wegen des bekannten nichtlinearen Verhaltens eines Schiffes auch die Amplitude der periodischen Ruderbewegung variiert werden sollte. Ein weiterer Punkt ist, daß die sinusförmige Variation des Ruderwinkels das Vorhandensein einer hochwertigen Rudermaschine voraussetzt, damit eine präzise Vorgabe der Eingangsgröße gewährleistet ist. Zum dritten ist der erforderliche Raumbedarf zu beachten. Es kann insbesondere bei gierinstabilen Schiffen nicht vorausgesetzt werden, daß das Schiffsmodell nur Kursschwingungen um den Ausgangskurs ausführt, sondern es ist oftmals ein seitliches Wegdriften zu beobachten, welches dann wegen der beschränkten Tankbreite zu Schwierigkeiten führen kann.

Eine im Zusammenhang mit Manövrierproblemen häufig interessierende Frage bezieht sich auf die Auswirkungen von Modifikationen der Schiffsform oder des Ruders auf die Manövriereigenschaften eines Schiffes bzw. eines Schiffsmodells. In der Mehrzahl der Fälle wird es nicht möglich sein, eine größere Versuchsserie mit Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell durchzuführen, da insbesondere im Entwurfsstadium eines Schiffes eine schnelle Antwort benötigt wird. Auch in diesen Fällen bietet sich die Durchführung von Versuchen mit freimanövrierenden Schiffsmodellen an, die anschließend durch die Anwendung der Identifikationsverfahren ergänzt werden können, um den Vergleich nicht nur auf die Betrachtung von Anschwenkzeiten, Stützzeiten oder Überschwingwinkel im Standardmanövierversuch beschränken zu müssen.

Obwohl das Problem des Maßstabeffektes bereits im Abschnitt 5 diskutiert wurde, muß an dieser Stelle noch einmal kurz darauf eingegangen werden. Wenn es schon nicht möglich ist, diesen wichtigen Teilaspekt der Schiffshydrodynamik durch theoretische Ansätze in befriedigender Weise zu lösen, sollte zunächst versucht werden, durch experimentelle Untersuchungen mit Geosim-Modellen einige Aufschlüsse zu gewinnen, da die entsprechenden Möglichkeiten durch die vorhandenen Versuchseinrichtungen und durch die vorgestellten Identifikationsverfahren zweifellos gegeben sind. Die Hauptschwierigkeiten beginnen jedoch bei den unumgänglichen Großausführungsmessungen, da in diesem Falle die Frage nach adäquaten Meßmethoden gestellt werden muß. Es wurde bereits darauf hinge-

wiesen, daß insbesondere die Messung der Seitengeschwindigkeit v bzw. des Driftwinkels β mit einigen Schwierigkeiten verbunden ist und daß infolgedessen bei den meisten veröffentlichten Großausführungsmessungen keinerlei Angaben darüber vorliegen. Die Schwierigkeiten beruhen im wesentlichen darauf, daß eine direkte Messung des Driftwinkels β mit Hilfe von Sonden, die aus dem Schiffsboden herausgeführt werden, nur unter baulichen Veränderungen am Schiffskörper durchführbar und wegen möglicher Grenzschild- und Querströmungseinflüsse zumeist problematisch ist. Es sollte infolgedessen eine indirekte Meßmethode bevorzugt werden, bei der der zeitliche Verlauf der Bahnkurven, $x_0(t)$ und $y_0(t)$, aufgemessen wird. Derartige Vermessungen können - bei gleichzeitiger Ermittlung des Kurswinkels ψ und der Drehgeschwindigkeit $\dot{\psi}$ sowie anderer wichtiger Größen - von Landbasen aus mit Hilfe einer Funkortung durchgeführt werden. Obgleich Gill (1975) den Vorbehalt macht, daß die erreichbaren Genauigkeiten ungenügend seien, muß diese Möglichkeit für künftige Untersuchungen doch in Betracht gezogen werden. Bei einem Vergleich verschiedener elektronischer Positionierungssysteme für Navigations- und Ortungszwecke wird von Hastings und Comstock (1969) besonders auf das Ortungssystem 'Raydist' hingewiesen, dessen Genauigkeit bei Ortsbestimmungen mit etwa $10 \text{ ft} \approx 3.0 \text{ m}$ angegeben wird. Diese Angaben werden von Jack (1973) anhand von aufgemessenen Drehkreisfahrten und Stoppmanövern bestätigt. Für die vorgelegten Identifikationsverfahren ist jedoch nicht nur eine hohe absolute Positionsgenauigkeit von Wichtigkeit. Das vorrangige Interesse gilt einer hohen Auflösungsrate des Weges, um dadurch auch bei der notwendigen Bestimmung der Geschwindigkeitskomponenten u und v eine hohe Genauigkeit zu erreichen. Lt. Hastings und Comstock (1969) beträgt die Auflösung bzw. Empfindlichkeit rd. $1.5 \text{ ft} \approx 0.5 \text{ m}$. Vertraut man dieser Angabe, dann erscheint es aussichtsreich, bei der Analyse von Großausführungsmessungen vergleichbare Genauigkeiten wie im Modellversuch zu erzielen. In diesem Zusammenhang sollte auch beachtet werden, daß die Identifikationsverfahren in Verbindung mit Großausführungsmessungen einen wichtigen Beitrag zum Einfluß von flachem Wasser auf das Manövrierverhalten eines Schiffes leisten können. Dies ist auch insofern wichtig, als nur sehr wenige Versuchsanstalten über die Möglichkeit zur Untersuchung diesbezüglicher Flachwassereffekte verfügen.

7. Schlußfolgerungen

Die beschriebenen und überprüften Methoden zur Ermittlung der hydrodynamischen Koeffizienten von Bewegungsgleichungen aus der Analyse von Schiffsbewegungen stellen noch nicht die endgültige Lösung dieses komplexen Problems dar. Sie ermöglichen jedoch eine rasche und vor allem objektive Feststellung der Manövriereigenschaften eines Schiffes bzw. eines Schiffsmodells, weil der Anwender unter anderem in die Lage versetzt wird, vom normalen Testprogramm einer Versuchsanstalt abweichende Bewegungsabläufe mit einer großen Sicherheit rechnerisch simulieren zu können.

Um die angedeutete Sicherheit bei der rechnerischen Simulation von Manövern etwas deutlicher zu machen, wurden die Ergebnisse für die drei bislang untersuchten Schiffsmodelle, vgl. Abschnitt 4.2, einer statistischen Betrachtung unterzogen. Die Grundlage bilden die in den Tabellen 7, 8, 15 und 18 aufgeführten Standardabweichungen s_x , da sie ein anschauliches Maß für die Übereinstimmung zwischen Messung und Simulation darstellen. Sie wurden im übrigen alle auf eine Versuchsdauer von $t_n = 60$ s bezogen, so daß sie untereinander vergleichbar sind. Zusätzlich zu den aufgeführten Versuchsergebnissen wurden noch weitere Ergebnisse für das Schleppermodell bei anderen Ausgangsgeschwindigkeiten herangezogen. Insgesamt standen 17 Manöver für die Auswertung zur Verfügung. Es wurden für die Gesamtheit der Standardabweichungen s_x die jeweiligen Mittelwerte $\bar{s}_x$ sowie die zugehörigen Streuungen bestimmt, wobei keine Unterscheidung zwischen Quell- und Testmanöver getroffen wurde. Setzt man nun voraus, daß die Standardabweichungen s_x normalverteilt sind, dann können unter der Annahme einer Sicherheitswahrscheinlichkeit von $P = 95$ % folgende Vertrauensgrenzen angegeben werden:

$$\begin{aligned} s_u &= 0.0094 \pm 0.0046 \text{ m/s} , \\ s_v &= 0.0043 \pm 0.0011 \text{ m/s} , \\ s_r &= 0.122 \pm 0.019 \text{ }^\circ/\text{s} , \\ s_\psi &= 0.942 \pm 0.366 \text{ }^\circ , \\ \text{und } s_\beta &= 0.245 \pm 0.091 \text{ }^\circ . \end{aligned}$$

Die betrachteten Standardabweichungen s_x beziehen sich, mit Ausnahme von s_ψ und s_β , auf die Zustandsvariablen des Dgl.systems (11), d.h. sie liefern eine Aussage über die Genauigkeit in den Geschwindigkeitskomponenten. Darüber hinaus sollte aber auch eine entsprechende Angabe über die erzielte Übereinstim-

mung im Verlauf der Bahnkurven mit den Koordinaten $x_0(t)$ und $y_0(t)$ vorliegen, da bei bestimmten Fragestellungen, wie zum Beispiel bei Untersuchungen zum aktiven Kollisionsschutz, im besonderen Maße auf den zur Verfügung stehenden bzw. auf den benötigten Raum Rücksicht genommen werden muß. Es wurde deshalb für die betrachteten Manöver der sich nach Messung sowie rechnerischer Simulation ergebende Abstand des Ursprungs O zum Zeitpunkt $t = 60$ s ermittelt. Geht man wiederum von einer Normalverteilung aus, dann ergeben sich mit $P = 95$ % die Vertrauensgrenzen für die Wegdifferenz zu

$$e = 0.75 \pm 0.28 \text{ m.}$$

Verglichen mit der im betrachteten Zeitraum von $t = 60$ s durchschnittlich zurückgelegten Entfernung von etwa 72.0 m ist die erzielte Übereinstimmung des Bahnverlaufs als gut zu bezeichnen. Es muß bei der Bewertung der Wegdifferenz e außerdem berücksichtigt werden, daß die gewählten Identifikationsverfahren auf einer Minimierung der Beschleunigungsfehler und der Geschwindigkeitsfehler basieren, während die Bahnkurve das Integral des Geschwindigkeitsverlaufs darstellt.

In den Abschnitten 4.1 und 4.2 wurde gezeigt, daß sich für ein und dasselbe Schiffsmodell bei gleicher Ausgangsgeschwindigkeit je nach der Wahl der analysierten Manöver unterschiedliche Koeffizientensätze ergeben. Die Unterschiede bestanden dabei nicht nur in der Auswahl der jeweiligen signifikanten Terme durch die Methode der Beschleunigungsfehler, sondern zeigten sich auch bei den Schätzwerten einzelner Koeffizienten. Dies wird besonders am Beispiel der Koeffizienten A_1 , B_3 , B_{10} , B_{17} , C_3 , C_{10} und C_{17} deutlich, die das lineare Verhaltensmodell repräsentieren und die in jedem Falle Berücksichtigung finden. Aus den Tabellen 2 und 4 (Abschnitt 4.1), die die Ergebnisse für die rechnerisch erzeugten, modifizierten 'Meßdaten' wiedergeben, ist ersichtlich, daß die genannten Koeffizienten sich teilweise unterscheiden und vor allem auch nicht immer mit den Ausgangswerten übereinstimmen, die zur Erzeugung der 'Meßdaten' herangezogen wurden. Anhand der Abb. 4 und 5 ist demgegenüber festzustellen, daß die aufgetragenen Spiralkurven $x' = f(\delta)$ nur sehr geringfügige Abweichungen voneinander aufweisen. Beide Koeffizientensätze sind also - wie bereits ausgeführt - als gleichwertig anzusehen. Das gleiche gilt auch für die Ergebnisse mit den realen Meßdaten des Schleppermodells, vgl. Abb. 9. Es stellt sich allerdings die Frage, wie die einzelnen Koeffizientenschätzwerte zu beurteilen sind. Die Beantwortung dieser Frage hängt weitestgehend von der

jeweilig vorgegebenen Aufgabenstellung bzw. Zielsetzung ab. Ist es das Ziel, einzelne Koeffizienten mit hoher Genauigkeit oder die separate Abhängigkeit der hydrodynamischen Kräfte von einer Zustandsvariablen bzw. von der Führungsgröße δ zu bestimmen, dann sollten Kraftmessungen am gefesselten Schiffsmodell durchgeführt werden, da nur in diesem Falle eine eindeutige Trennung der Variablen möglich ist. Ist man dagegen vorrangig am dynamischen Gesamtverhalten des Schiffes bzw. des Schiffsmodells, d.h. am Zusammenspiel aller Zustandsvariablen mit der Führungsgröße, interessiert und liegen keine ergänzenden Kraftmessungen vor, dann ist nicht der Schätzwert eines einzelnen Koeffizienten ausschlaggebend, sondern - wie die angeführten Beispiele zeigen - das Zusammenwirken aller als signifikant ausgewiesenen Terme.

Bei der Ableitung des allgemeinen mathematischen Bewegungsmodells, Dgl.system (11), wurden für die Darstellung der nichtlinearen hydrodynamischen Effekte bei der Seitenkraft Y und bei dem Giermoment N sowohl quadratische als auch kubische Terme eingeführt, vergl. Abschnitt 2. Die Entscheidung für eine der beiden Alternativen wird - abhängig vom jeweils betrachteten Schiff oder Schiffsmodell - in objektiver Weise durch die Methode der Beschleunigungsfehler oder, genauer gesagt, durch die mehrfache Regressionsanalyse getroffen. Nach der Auswertung von Versuchen mit drei verschiedenen Schiffsmodellen sowie des MARINER-Standardschiffes stellt sich die Frage, welche Auswahl in diesen konkreten Fällen getroffen wurde. Beim Schleppermodell, Tabellen 6 und 9, wurden durch die Regression ausschließlich kubische Terme berücksichtigt. Allerdings sind, wie man an den in Abb. 9 aufgetragenen dimensionslosen Spiralkurven $x' = f(\delta)$ sehen kann, bei diesem Schiffsmodell die nichtlinearen Kraftwirkungen nicht sehr ausgeprägt. Die Ursache dafür ist, daß dieses Schiffsmodell zum einen eine runde Spantform besitzt und zum anderen anstelle eines konventionellen Ruders mit zwei drehbaren Kortdüsen ausgerüstet ist. Bei den beiden anderen Schiffsmodellen, dem HSVA-Modell Nr. 2654 (Tabellen 11, 13 und 14) und dem HSVA-Modell Nr. 2578 (Tabelle 17), sowie bei der Großausführung (Tabelle 21) wurden sowohl quadratische als auch kubische Terme durch die Regression berücksichtigt. Jedoch ist auch hier festzustellen, daß die kubischen Terme deutlich überwiegen. Damit wird deutlich, daß diese zumindest für die mathematische Identifikation des dynamischen Systems 'Schiff' und für zugehörige Simulationsrechnungen eine dominierende Rolle spielen.

Ein weiterer wichtiger Punkt bezieht sich auf die Frage, welchem der beiden beschriebenen Identifikationsverfahren im praktischen Anwendungsfall der Vorzug zu geben ist. Nach den vorliegenden Erfahrungen mit den Ergebnissen für die Schiffsmodelle und selbst für die Großausführung - nach entsprechender Aufbereitung der veröffentlichten Meßdaten - muß die Antwort eindeutig zugunsten der Methode der Beschleunigungsfehler (Regressionsverfahren) ausfallen. Der besondere Vorteil dieser Methode liegt darin, daß sie sehr einfach zu handhaben ist, zumal vor der Anwendung keinerlei Abschätzungen über die zu berücksichtigenden Terme und die zugehörigen Koeffizienten durchzuführen sind. Das Verfahren liefert beides in einem Rechengang, während bei der Methode der Geschwindigkeitsfehler im allgemeinen mehrere Iterationsschritte bis zur gesuchten Lösung vorzunehmen sind. Dabei ist außerdem zu berücksichtigen, daß die Geschwindigkeitsfehler-Methode wegen der notwendigen numerischen Integration zahlreicher Dgl.systeme mit zeitlich veränderlichen Koeffizienten sehr viel Rechenzeit beansprucht. Bei einer Anwendung der Methode der Beschleunigungsfehler ist allerdings darauf zu achten, daß die Versuchsdauer hinreichend groß ist, um eine genügende Anzahl von Meßdaten liefern zu können. Außerdem sollte stets eine gleichmäßige Verteilung der Führungsgröße δ und damit auch der Zustandsvariablen u , v und x angestrebt werden. Beide Forderungen führen zwangsläufig zu der Frage nach der Form sinnvoller Quellmanöver. Dabei ist weiterhin zu beachten, daß der durch das oder die Quellmanöver erfaßte Bereich bei den Zustandsvariablen nach Möglichkeit groß sein sollte, damit bei der rechnerischen Simulation anderer Manöver gewährleistet ist, daß im analysierten Bereich eine Interpolation vorgenommen wird. Das Manöver, das die angeführten Forderungen zweifellos am besten erfüllen würde, dürfte das im Abschnitt 4.1 bei der Analyse rechnerisch erzeugter Meßdaten angewandte Stufenmanöver sein, das eine Modifikation des Kempfschen Standardmanövrierversuchs darstellt. Liegen keine entsprechenden Messungen mit Stufenmanövern vor, dann kann ein besonderer Vorteil der Beschleunigungsfehler-Methode ausgenutzt werden. Dieser Vorteil besteht darin, daß bei diesem Verfahren die Meßwerte aus verschiedenen Standardmanövrierversuchen kombiniert und in einem geschlossenen Rechengang analysiert werden können. Dadurch erreicht man einen ähnlichen Effekt wie mit dem Stufenmanöver.

8. Schrifttum

1. Abkowitz, M.A.: Lectures on Ship Hydrodynamics - Steering and Manoeuvrability.
Hydro- og Aerodynamisk Laboratorium, Lyngby, Report No. Hy-5 (1964).
2. Anon.: Stepwise Multiple Regression.
IBM-Scientific Subroutine Package (1968) 413-418.
3. Bennett, C.A.; Franklin, N.L.: Statistical Analysis in Chemistry and the Chemical Industry.
John Wiley & Sons, New York, London (1954).
4. Beyer, R.: Rudermaschinen für übergroße Ruderwinkel.
Jahrbuch STG 70 (1976) 389-409.
5. Bishop, R.E.D.; Burcher, R.K.; Price, W.G.: On the linear representation of fluid and moments in unsteady flow.
Journal of Sound and Vibration 29 (1973) 113-128.
6. Bishop, R.E.D.; Burcher, R.K.; Parkinson, A.G.; Price, W.G.: Oscillatory testing for the assessment of ship manoeuvrability.
Proceedings 10th Symp. on Naval Hydrodynamics, Boston (1974) 109-121.
7. Brix, J.: Die Manövrierdaten der Hamburgischen Schiffbau-Versuchsanstalt.
Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt, Hamburg, Bericht Nr. 1500 (1975).
8. Brown, S.H.; Alvestad, R.: Simulation of Maneuvering Characteristics of a Destroyer Study Using a Modified Nonlinear Model.
Journal of Ship Research 19 (1975) 254-265.
9. Burcher, R.K.: Ship Model Correlation Data.
Proceedings 14th ITTC, Ottawa (1975a) II, 373-378.
10. Burcher, R.K.: Studies into the validity of quasi steady prediction techniques.
Proceedings 14th ITTC, Ottawa (1975b) II, 404-407.
11. Chapman, G.T.; Kirk, D.B.: A Method of Extracting Aerodynamic Coefficients from Free-Flight Data.
Journal of the American Institute of Aeronautics and Astronautics 8 (1970) 753-758.
12. Chen, H.H.: Some Aspects of Ship Maneuverability.
Journal of Ship Research 13 (1969) 111-128.
13. 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).
14. Cummins, W.E.: The Impulse Response Function and Ship Motions.
Schiffstechnik 9 (1962) 101-109.
15. Deutsch, R.: Estimation Theory.
Prentice-Hall, Englewood Cliffs (1965).
16. Eda, H.; Crane, C.L.: Non-Linear Prediction of Steering Performance of Series 60 Models (Part IV of "Research on Ship Controllability").
Davidson Laboratory, Hoboken, New Jersey, Report No. 1089 (1967).
17. Efroymsen, M.A.: Mehrfache Regressionsanalyse.
Mathematische Methoden für Digitalrechner I (Ralston/Wilf).
R. Oldenbourg Verlag, München-Wien (1967).

18. Geisler, O.; Siemer, G.: Dynamische Belastung von Schiffsdampfturbinenanlagen bei Umsteuermanövern. Schiff und Hafen 26 (1974) 213-218.
19. Gill, A.D.: The Requirements of Data Aquisition from a Ship Tracking Test. Proceedings 14th ITTC, Ottawa (1975) II, 609-614.
20. Gill, A.D.: The Identification of Manoeuvring Equations from Ship Trials Results. Transactions RINA 118 (1976) 145-155.
21. Goodman, T.R.: System Identification and Prediction - An Algorithm Using a Newtonian Iteration Procedure. Quarterly of Applied Mathematics XXIV (1966) 249-255.
22. Goodman, T.R.; Sargent, T.P.: A Method for Identifying Non-Linear Systems with Applications to Vehicle Dynamics and Chemical Kinetics. OCEANICS Techn. Report No. 71-83 (1971).
23. Grim, O.; Oltmann, P.; Sharma, S.D.; Wolff, K.: CPMC - A Novel Facility for Planar Motion Testing of Ship Models. 11th Symp. on Naval Hydrodynamics, London (1976) und Institut für Schiffbau, Hamburg, Bericht Nr. 345 (1976).
24. Hastings, C.E.; Comstock, A.L.: Pinpoint positioning of surface vessels beyond line-of-sight. National Marine Navigation Meeting, The Institute of Navigation, San Diego (1969).
25. Jack, R.L.: Sea Trial: Some Recommended Practices. Marine Technology 10 (1973) 380-391.
26. Kaplan, P.; Sargent, T.P.; Goodman, T.R.: The Application of System Identification to Dynamics of Naval Craft. Proceedings 9th Symp. on Naval Hydrodynamics, Paris (1972) II, 1629-1689.
27. Keil, U.; Schenzle, P.: Modellversuche mit extrem breiten Schiffsformen (Teil I). Institut für Schiffbau, Hamburg, Bericht Nr. 333 (1975).
28. Laudan, J.: Propellerkräfte und -momente beim geradlinigen Stoppmanöver. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt, Hamburg, Bericht Nr. F4/74 (1974).
29. Laudan, J.: Zweiquadrantenmessungen bei Schräganströmung hinter einem Schiffsmodell. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt, Hamburg, Bericht Nr. F9/76 (1977).
30. Leeuwen, G. van: A simplified non-linear model of a manoeuvring ship. Laboratorium voor Scheepsbouwkunde, Technische Hogeschool Delft, Report No. 262 (1970).
31. Mandel, P.: Ship Maneuvering and Control. Principles of Naval Architecture, SNAME, New York (1967) 463-606.
32. Morse, R.V.; Price, D.: Maneuvering Characteristics of the Mariner Type Ship (USS Compass Island) in Calm Seas. Sperry Gyroscope Co., Syosset N.Y., Publ. No. GJ-2233-1019 (1961).

33. Newman, J.N.: Some Hydrodynamic Aspects of Ship Maneuverability. Proceedings 6th Symp. on Naval Hydrodynamics, Washington D.C. (1966) 203-237.
34. Niemann, U.: Der Einfluß der Zähigkeit auf Querkräfte und Momente an manövrierenden Schiffen. Jahrbuch STG 61 (1967) 209-222.
35. Nomoto, K.: Recent Trends in the Methods of Analysing the Free-Model and Actual Ship Manoeuvrability Experiments. Proceedings 14th ITTC, Ottawa (1975a) II, 366-372.
36. Nomoto, K.: Ship Response in Directional Control Taking Account of Frequency Dependent Hydrodynamic Derivatives. Proceedings 14th ITTC, Ottawa (1975b) II, 408-413.
37. Nomoto, K.; Taguchi, T.; Honda, K.; Hirana, S.: On the steering qualities of ships. International Shipbuilding Progress 4 (1957) 354-370.
38. 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).
39. Okamoto, H.: Correlation between Full Scale and Model Measurements on Ship Maneuverability. Symposium on 'Ship Handling', Netherlands Ship Model Basin, Wageningen, Publ. No. 451 (1973).
40. Oltmann, P.: Zur Manövrierfähigkeit von Schiffen. Hamburgische Schiffbau-Versuchsanstalt, Hamburg, Bericht Nr. 1481 (1972).
41. Oltmann, P.: Auswertung von Bahnkurven freifahrender Schiffsmodelle. Institut für Schiffbau, Hamburg, Bericht Nr. 298 (1973).
42. Oltmann, P.: Schrägschleppversuche mit einem Schiffsmodell der Serie 60. Institut für Schiffbau, Hamburg, Bericht Nr. 307 (1974).
43. Oltmann, P.; Wolff, K.: Computerized Planar Motion Carriage - Anlagenbeschreibung und erste Betriebserfahrungen. Jahrbuch STG 70 (1976) 413-441.
44. Oltmann, P.; Wolff, K.: Vergleichende Manövrieruntersuchungen mit Schiffsmodellen im gefesselten und freifahrenden Zustand. Institut für Schiffbau, Hamburg, Schrift Nr. 2284 (1977).
45. Richter, J.: Über die Kursregelung von Schiffen. Jahrbuch STG 54 (1960) 175-193.
46. Sandman, B.E.; Kelly, J.G.: Systems Identification: Application to Underwater Vehicle Dynamics. Journal of Hydronautics 8 (1974) 94-99.
47. Sato, S.; Takagi, M.; Takai, T.: On a study of ship-controllability of a wide-beam tanker using large scale model. Proceedings 10th Symp. on Naval Hydrodynamics, Boston (1974) 159-177.
48. Schmiechen, M.: Fragen der Kursstabilität und Steuerfähigkeit von Schiffen. Jahrbuch STG 58 (1964) 319-336.
49. Smitt, L.W.; Chislett, M.S.: Large Amplitude PMM Tests and Manoeuvring Predictions for a MARINER Class Vessel. Proceedings 10th Symp. on Naval Hydrodynamics, Boston (1974) 131-151.

50. 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).
51. Sukselainen, J.: Ship Manoeuvring and Waterway Width.
Helsinki Univ. of Technology, Ship Hydrodynamics Laboratory,
Otaniemi, Report No. 8 (1975).
52. Waterfall, A.P.: A Technique for the Automatic, Digital Analysis of Flight Dynamic Response Data.
Aerodynamics Dep., R.A.E., Farnborough, R. & M. No. 3699 (1970).

Anhang A

Mehrfache lineare Regressionsanalyse

Allgemeines Verfahren

Die mehrfache lineare Regressionsanalyse stellt ein Verfahren dar, mit Hilfe der Methode der kleinsten Fehlerquadrate sowie aufgrund zusätzlicher statistischer Kriterien eine Beziehung zwischen einer abhängigen Variablen y und einem Satz unabhängiger Variablen $x_1, x_2, \dots, x_m$ herzustellen

$$y = b_0 + b_1 x_1 + b_2 x_2 + \dots + b_m x_m \quad (\text{A1})$$

In dem entwickelten Rechenprogramm für die Ermittlung der hydrodynamischen Koeffizienten eines Systems von Bewegungsgleichungen für Oberflächenfahrzeuge, Gln. (11a) bis (11c), das die Modifikation eines vorliegenden Programms, Anon. (1968), darstellt und dessen wesentliche mathematische Grundlagen bei Bennett und Franklin (1954), Appendix 6A, zu finden sind, werden die unabhängigen Variablen bzw. die nichtlinearen Kombinationen der Zustandsvariablen u, v und x sowie des Ruderwinkels δ in der Reihenfolge ihrer Wichtigkeit ausgewählt, wobei das Hauptmerkmal für die Signifikanz auf der Verringerung der Summe der Fehlerquadrate für die abhängige Variable y ($\dot{u}$, $\dot{v}$ oder $\dot{x}$) basiert. Im folgenden werden die wichtigsten Rechengänge des Verfahrens wiedergegeben.

Die unabhängige Variable, die jeweils in die Regression einbezogen wird, wird durch zwei Rechengänge bestimmt.

1. Durch das Berechnen des Betrages der Quadratsummen-Reduktion für jede Variable

$$C_j = \frac{\alpha_{jy}^2}{\alpha_{jj}} \quad (\text{A2})$$

mit
$$\alpha_{jy} = \sum_{t=1}^n (x_{jt} - \bar{x}_j)(y_t - \bar{y})$$

und
$$\alpha_{jj} = \sum_{t=1}^n (x_{jt} - \bar{x}_j)^2 \quad (\text{Nur zu Beginn der Rechnungen!})$$

$\bar{x}_j$ = Mittelwert (Durchschnitt) aller gemessenen Werte x_{jt} ,
die aus den gemessenen Größen $u(t)$, $v(t)$, $r(t)$
und $\delta(t)$ ermittelt werden.

$\bar{y}$ = Mittelwert aller gemessenen Werte y_t ,
also $u(t)$, $v(t)$ oder $r(t)$

j = 1,2, ... , q kennzeichnet die unabhängigen
Variablenkombinationen

n = Anzahl der Beobachtungen

2. Durch die Suche nach dem größten Wert von C_j .

Das Setzen von $S_i = C_j$ kennzeichnet den Anteil der Fehlerquadrate,
um den die Gesamtsumme im i . Schritt reduziert wird.

Bezogen auf die Gesamtsumme, wird der Anteil von S_i

$$p = \frac{S_i}{D} \quad (A3)$$

mit
$$D = \sum_{t=1}^n (y_t - \bar{y})^2$$

Ist der Wert p kleiner als eine vom Programmbenutzer vorgegebene
Größe, wird die Regressionsanalyse beendet, ohne die zuletzt ausgewählte
Variablenkombination x_i zu berücksichtigen. Anderenfalls werden die Be-
rechnungen in der beschriebenen Weise fortgesetzt.

Die kumulativen, reduzierten Fehlerquadratsummen erhält man aus der
Beziehung

$$S_{\text{cum}_i} = S_{\text{cum}_{i-1}} + S_i \quad (A4)$$

und die kumulativen, reduzierten Proportionalanteile aus

$$P_{\text{cum}_i} = P_{\text{cum}_{i-1}} + p \quad (A5)$$

Der mehrfache Korrelationskoeffizient errechnet sich aus

$$R = P_{\text{cum}_i}^{1/2} \quad (A6)$$

und wird durch die Beziehung

$$R_c = \left[1 - (1 - R^2) \frac{n-1}{n-k} \right]^{1/2} \quad (A7)$$

k = Anzahl der unabhängigen Variablenkombinationen
in der Regression

an die jeweilige Anzahl der Freiheitsgrade angepaßt.

Den Standardfehler für den berechneten Wert von y ($\dot{u}$, $\dot{v}$ oder $\dot{x}$) erhält man durch die Anwendung der Beziehung

$$s = \left(\frac{D - S_{\text{cum}}}{n-k-1} \right)^{1/2} \quad (A8),$$

und er wird durch die Korrektur

$$s_c = s \left(\frac{n-1}{n-k} \right)^{1/2} \quad (A9)$$

ebenfalls an die Anzahl der Freiheitsgrade angepaßt.

Der sogenannte F -Wert für die Streuungszerlegung (Varianzanalyse) ergibt sich aus

$$F = \left[\frac{S_{\text{cum}}}{D - S_{\text{cum}}} \right] \left[\frac{n-k-1}{k} \right] \quad (A10)$$

Desweiteren sind folgende Berechnungen durchzuführen:

$$a_{jj} = a_{jj} + \frac{a_{ij}^2}{a_{ii}} \quad (A11)$$

i kennzeichnet die Variable des i . Schrittes

j kennzeichnet die Variablen $v_1, v_2, \dots, v_{i-1}$, die in den Schritten vor dem i . Schritt berücksichtigt wurden

und

$$g_{ik} = \frac{a_{ik}}{a_{ii}} \quad (A12)$$

$$k = 1, 2, \dots, m$$

m = Gesamtzahl der Variablen, einschließlich der abhängigen Variablen y

Die gesuchten Regressionskoeffizienten errechnen sich sodann aus den folgenden Beziehungen

$$\begin{aligned} b_i &= g_{iy} \\ b_{i-1} &= g_{(i-1)y} - b_i g_{(i-1)i} \\ b_{i-2} &= g_{(i-2)y} - b_i g_{(i-2)i} - b_{i-1} g_{(i-2)(i-1)} \\ &\text{usw.} \end{aligned} \quad (\text{A13})$$

und

$$b_0 = \bar{y} - \sum_{j=1}^k b_j \bar{x}_j \quad (\text{A14})$$

mit k = Anzahl der unabhängigen Variablen in der Regression

Für das vorliegende Problem, der Identifikation der hydrodynamischen Koeffizienten des Gl.systems (11), ist normalerweise die Berücksichtigung des konstanten Anteils b_0 in dem allgemeinen Ansatz, Gl. (A1), nicht erwünscht bzw. auch nicht erforderlich, da wegen des gewählten Gleichgewichtszustandes, der Geradeausfahrt des Schiffes, bei der Integration der Bewegungsgleichungen die Anfangsbedingungen $\dot{u}(0) = \dot{v}(0) = \dot{r}(0) = 0$ gelten. Soll also der konstante Anteil b_0 unterdrückt werden, ergibt sich aus Gl. (A14), daß die Mittelwerte $\bar{y}$ und $\bar{x}_j$ am Beginn der eigentlichen Regressionsanalyse, vgl. Gl. (A2) und Gl. (A3), zu Null gemacht werden müssen. Das bedeutet einerseits zwar, daß die in der mathematischen Statistik gebräuchliche Gruppierung um die Mittelwerte der Veränderlichen aufgegeben wird, andererseits sollte das behandelte Problem nicht allein unter statistischen Gesichtspunkten betrachtet werden, sondern es sollten auch die physikalischen Randbedingungen beachtet werden. Das zugehörige Rechenprogramm ist im übrigen so aufgebaut, daß vom Programmbenutzer angegeben werden kann, ob der konstante Anteil b_0 berücksichtigt werden soll oder nicht.

Die Standardfehler der Regressionskoeffizienten b_j errechnen sich aus

$$s_{b_j} = s_{\alpha_{jj}}^{1/2} \quad (\text{A15})$$

j kennzeichnet dabei die Variablen in der Regression $v_1, v_2, \dots, v_i$

und die zugehörigen t -Werte aus

$$t_j = \frac{b_j}{s_{b_j}} \quad (\text{A16})$$

Die Reduktion der Matrix zur Eliminierung der Variablen des i . Schrittes wird mit Hilfe der folgenden Beziehungen durchgeführt:

$$a_{jk} = a_{jk} - a_{ji} g_{ik} \quad (\text{A17})$$

$$a_{ji} = \frac{a_{ji}}{-a_{ii}} \quad (\text{A18})$$

$$a_{ii} = \frac{1}{a_{ii}} \quad (\text{A19})$$

mit $j = 1, 2, \dots, m$

$k = 1, 2, \dots, m$

i kennzeichnet die Variable des i . Schrittes

Soweit die durchzuführenden Berechnungen in der mehrfachen linearen Regressionsanalyse für die Erfüllung der drei unabhängigen Zielfunktionen, Gln. (13 a-c).

Auswahlkriterium für die Regressionskoeffizienten

Bei der Beschreibung des allgemeinen Verfahrens wurde bereits darauf hingewiesen, daß in dem zugehörigen Rechenprogramm, je nach Wunsch, der konstante Anteil b_0 im allgemeinen Ansatz, Gl. (A1), berücksichtigt werden kann oder nicht.

Wird nun vom Programmbenutzer die Unterdrückung des Terms b_0 vorgegeben, dann kann als Kriterium für die letztendliche Auswahl der relevanten Koeffizienten der Standardfehler s der abhängigen Variablen y , Gl. (A8), verwendet werden, da er eine direkte Aussage über die Wirkungen der ermittelten

Koeffizientenschätzwerte ermöglicht. Normalerweise muß der Standardfehler s mit wachsender Anzahl der Schritte in der Regression abnehmen. Wegen der notwendigerweise auftretenden Ungenauigkeiten (Rundungsfehler) wird jedoch im allgemeinen nach einer endlichen Zahl von Regressionsschritten ein Minimalwert für s erreicht, so daß die folgenden Regressionsschritte keine weiteren Verbesserungen bringen, sondern im Gegenteil das erzielte Ergebnis nur verschlechtern. Es sollten infolgedessen die Koeffizienten mit den zugehörigen Schätzwerten desjenigen Regressionsschrittes gewählt werden, bei dem das Minimum für den Standardfehler s zuerst erreicht wird.

Wird dagegen eine allgemeine Regressionsanalyse ohne Unterdrückung von b_0 durchgeführt, dann kann neben dem Standardfehler s zusätzlich auch der Term b_0 bei der Auswahl der relevanten Koeffizienten herangezogen werden. Die Tatsache, daß bei der Integration der Bewegungsgleichungen, Gl.system (11), die Anfangsbedingungen $\dot{u}(0) = \dot{v}(0) = \dot{x}(0) = 0$ lauten, führt zu der einfachen Bedingung, daß der Koeffizientensatz auszuwählen ist, der in der Umgebung des Standardfehlerminimums den betragsmäßig kleinsten konstanten Anteil b_0 besitzt.

Anhang B

Verfahren der differentiellen Korrekturen

Allgemeines Verfahren

Bei der Ableitung der wichtigsten Beziehungen für die Ermittlung der hydrodynamischen Koeffizienten eines Systems von Bewegungsgleichungen nach der Methode der differentiellen Korrekturen (Parametrische Differentiation) wird im wesentlichen auf die von Sandman und Kelly (1974) gewählte Darstellungsform zurückgegriffen, wobei im folgenden allerdings einige wesentliche Zusammenhänge detaillierter dargestellt werden.

Für die im Abschnitt 2 entwickelten Bewegungsgleichungen für Oberflächenfahrzeuge, Gln. (11a), (11b) und (11c), kann in vektorieller Form auch allgemein geschrieben werden

$$\frac{d\tilde{x}}{dt} = \tilde{f}(\tilde{x}, \delta; \tilde{\eta}) \quad (\text{B1}) ;$$

mit dem Vektor für die Zustandsvariablen

$$\tilde{x} = \begin{bmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{bmatrix} \hat{=} \begin{bmatrix} u \\ v \\ r \end{bmatrix} \quad (\text{B2}) ,$$

den Anfangsbedingungen, die im Normalfall als bekannt vorausgesetzt werden können,

$$\tilde{x}(0) = \tilde{x}_0 \quad (\text{B3})$$

sowie, als zusätzliche Variable, dem Vektor für die gesuchten, unbekannten Koeffizienten des Dgl.systems (11)

$$\tilde{\eta}^T = [A_1 \ A_2 \ \dots \ A_{26} \ B_1 \ B_2 \ \dots \ B_{34} \ C_1 \ C_2 \ \dots \ C_{34}] \quad (\text{B4}).$$

Der Koeffizientenvektor $\tilde{\eta}$ enthält im Maximalfall also 94 Elemente.

Die Aufgabe besteht nun darin, die im Zeitintervall $(0, t_n)$ experimentell ermittelten Zustandsvariablen

$$\tilde{x}_m = \tilde{x}_m(t) \quad 0 \leq t \leq t_n \quad (B5)$$

mit den durch eine numerische Integration der Bewegungsgleichungen, Dgl. system (11), unter Verwendung des vorgegebenen Ruderwinkelverlaufs $\delta(t)$ sowie Eingangsschätzwerten für den Koeffizientenvektor $\tilde{\eta}$ errechneten Zustandsvariablen

$$\tilde{x}_c = \tilde{x}_c(t, \tilde{\eta}) \quad 0 \leq t \leq t_n \quad (B6)$$

zu vergleichen und den Koeffizientenvektor $\tilde{\eta}$ dergestalt anzupassen, daß die sich ergebenden Differenzen

$$\tilde{y}_i(\tilde{\eta}) = \tilde{x}_c(t, \tilde{\eta}) - \tilde{x}_m(t) \quad (B7)$$

nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate minimiert werden.

Die Zielfunktion ε lautet infolgedessen

$$\begin{aligned} \varepsilon = \sum_{i=1}^n \left\{ w_1 [u_c(t_i) - u_m(t_i)]^2 + w_2 [v_c(t_i) - v_m(t_i)]^2 + \right. \\ \left. + w_3 [r_c(t_i) - r_m(t_i)]^2 \right\} \rightarrow \underset{\tilde{\eta}}{\text{Min}} \end{aligned} \quad (B8)$$

bzw. allgemeiner, in vektorieller Schreibweise,

$$\varepsilon = \sum_{i=1}^n \left\{ \tilde{y}_i^T(\tilde{\eta}) \times [\Phi] \times \tilde{y}_i(\tilde{\eta}) \right\} \rightarrow \underset{\tilde{\eta}}{\text{Min}} \quad (B9)$$

Die Diagonalmatrix wird dabei aus den konstanten Gewichtungsfaktoren w_j gebildet und hat die folgende Form

$$[\Phi] = \begin{bmatrix} w_1 & 0 & 0 \\ 0 & w_2 & 0 \\ 0 & 0 & w_3 \end{bmatrix} \quad (B10)$$

Die Zielfunktion ε , Gl. (B9), ist eine Funktion des Koeffizientenvektors $\tilde{\eta}$, und entsprechend der Methode der kleinsten Fehlerquadrate bedeutet das, daß die partiellen Ableitungen von ε nach den einzelnen Ele-

menten des Koeffizientenvektors $\tilde{\eta}$ im Optimalfall verschwinden müssen.

$$\left\{ \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tilde{\eta}} \right\}_{\tilde{\eta}_{\text{opt}}} = \tilde{0} \quad (\text{B11})$$

Bei der Bildung der partiellen Ableitungen von ε sind nun einige Besonderheiten der Matrizenrechnung zu beachten, deren Einzelheiten beispielsweise bei Deutsch (1965) beschrieben sind.

Angenommen, die Elemente einer Matrix $[A]$ sind Funktionen der Variablen $q_1, q_2, \dots, q_n$, und es interessiert die resultierende Matrix für die n partiellen Ableitungen, dann ist es zweckmäßig einen Matrizenoperator einzuführen, der die Form eines Vektors hat.

$$\{\nabla_q\} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial q_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial}{\partial q_n} \end{bmatrix} \quad (\text{B12})$$

Dieser Vektor darf jedoch nur auf die Transponierte eines Vektors, d.h. eine Reihenmatrix, angewendet werden, wie beispielsweise

$$\{\nabla_q\} \{x\}^T = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial q_1} \\ \vdots \\ \frac{\partial}{\partial q_n} \end{bmatrix} \times [x_1 \dots x_p] = \begin{bmatrix} \frac{\partial x_1}{\partial q_1} & \frac{\partial x_2}{\partial q_1} & \dots & \frac{\partial x_p}{\partial q_1} \\ \vdots & \vdots & & \vdots \\ \frac{\partial x_1}{\partial q_n} & \frac{\partial x_2}{\partial q_n} & \dots & \frac{\partial x_p}{\partial q_n} \end{bmatrix} \quad (\text{B13})$$

Die Schwierigkeit bei der Anwendung des Operators $\{\nabla_q\}$ auf die Produkte von Matrizen, ähnlich Gl. (B9), liegt nun darin, daß die einfache Differentiationsregel für skalare Funktionen

$$\frac{d}{dt} ([A] [B]) = [B] \frac{d}{dt} [A] + [A] \frac{d}{dt} [B] \quad (\text{B14})$$

im allgemeinen nicht gilt. Lediglich für den Spezialfall des Produktes einer einreihigen Matrix mit einem Vektor, $\{A\}^T \{B\}$, kann man schreiben

$$\{\nabla_q\} (\{A\}^T \{B\}) = (\{\nabla_q\} \{A\}^T) \{B\} + (\{\nabla_q\} \{B\}^T) \{A\} \quad (B15)$$

Die allgemeine Gleichung für die Zielfunktion ε , Gl. (B9), enthält neben den beiden Termen $\tilde{\gamma}$ und $\tilde{\gamma}^T$ auch die Diagonalmatrix $[\Phi]$. Da es sich dabei um eine Matrix mit positiven Elementen handelt, kann $[\Phi]$ formal auch als das folgende Produkt dargestellt werden

$$[\Phi] = [\Phi]^{1/2} [\Phi]^{1/2} \quad (B16)$$

Daraus folgt für Gl. (B11) in Verbindung mit Gl. (B9)

$$\left\{ \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tilde{\eta}} \right\} = \{\nabla_{\eta}\} \varepsilon = \sum_{i=1}^n \left\{ \{\nabla_{\eta}\} \left[(\{\gamma_i\}^T [\Phi]^{1/2}) ([\Phi]^{1/2} \{\gamma_i\}) \right] \right\} \quad (B17)$$

Die Anwendung der Beziehung (B15) liefert nun

$$\begin{aligned} \left\{ \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tilde{\eta}} \right\} = \sum_{i=1}^n \left\{ \left[\{\nabla_{\eta}\} (\{\gamma_i\}^T [\Phi]^{1/2}) \right] ([\Phi]^{1/2} \{\gamma_i\}) + \right. \\ \left. + \left[\{\nabla_{\eta}\} ([\Phi]^{1/2} \{\gamma_i\})^T \right] (\{\gamma_i\}^T [\Phi]^{1/2})^T \right\} \end{aligned} \quad (B18)$$

Da es sich bei der Matrix $[\Phi]^{1/2}$ gleichfalls um eine Diagonalmatrix handelt, kann bei einigen Matrizenmultiplikationen in Gl. (B18) die Reihenfolge vertauscht werden. Daraus folgt

$$\left\{ \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tilde{\eta}} \right\} = 2 \sum_{i=1}^n \left\{ \left[\{\nabla_{\eta}\} (\{\gamma_i\}^T [\Phi]^{1/2}) \right] \left[[\Phi]^{1/2} \{\gamma_i\} \right] \right\} \quad (B19)$$

Berücksichtigt man jetzt außerdem die Tatsache, daß die Elemente der Diagonalmatrix $[\Phi]^{1/2}$ unabhängig von $\tilde{\eta}$ sind, dann lautet der endgültige Ausdruck für den Vektor der partiellen Ableitungen

$$\left\{ \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tilde{\eta}} \right\} = 2 \sum_{i=1}^n \left\{ (\{\nabla_{\eta}\} \{\gamma_i\}^T) [\Phi] \{\gamma_i\} \right\} \quad (B20)$$

Im Maximalfall bei insgesamt 94 unbekannten hydrodynamischen Koeffizienten in dem interessierenden Dgl.system (11) bzw. in dem allgemeinen Ansatz

(B1) bildet der Ausdruck

$$(\{\nabla_{\tilde{\eta}}\} \{\gamma_i\}^T) \cong [J_i]^T \quad (B21)$$

eine Matrix mit (94×3) Elementen. Unter Berücksichtigung der Tatsache, daß die Meßwerte $\tilde{x}_m$ explizit nicht von dem Koeffizientenvektor $\tilde{\eta}$ abhängen, läßt sich für die sogenannte Funktionalmatrix $[J_i]$ auch schreiben

$$[J_i] = \frac{\partial \gamma_i}{\partial \tilde{\eta}} = \frac{\partial \tilde{x}_c(t_i, \tilde{\eta})}{\partial \tilde{\eta}} \quad (B22)$$

bzw., angewendet auf den vorliegenden Fall,

$$[J_i] = \begin{bmatrix} \left(\frac{\partial u}{\partial A_1} \right)_i & \left(\frac{\partial u}{\partial A_2} \right)_i & \dots & \left(\frac{\partial u}{\partial C_{34}} \right)_i \\ \left(\frac{\partial v}{\partial A_1} \right)_i & \left(\frac{\partial v}{\partial A_2} \right)_i & \dots & \left(\frac{\partial v}{\partial C_{34}} \right)_i \\ \left(\frac{\partial r}{\partial A_1} \right)_i & \left(\frac{\partial r}{\partial A_2} \right)_i & \dots & \left(\frac{\partial r}{\partial C_{34}} \right)_i \end{bmatrix} \quad (B23)$$

Genau wie die berechneten Zustandsvariablen $\tilde{x}_c$, Gl. (B6), müssen die Elemente der Funktionalmatrix $[J_i]$ oder ihrer Transponierten $[J_i]^T$ durch eine numerische Integration ermittelt werden, da die nichtlinearen Bewegungsgleichungen, Dgl.system (11), eine geschlossene Lösung nicht erlauben. Die zugehörigen Bestimmungsgleichungen ergeben sich durch die Differentiation von Gl. (B1) nach dem Koeffizientenvektor $\tilde{\eta}$.

$$\frac{\partial}{\partial \tilde{\eta}} \left(\frac{d\tilde{x}}{dt} \right) = \frac{\partial}{\partial \tilde{\eta}} \{ \tilde{f}(\tilde{x}, \delta; \tilde{\eta}) \} \quad (B24)$$

Unter der plausiblen Annahme, daß die Reihenfolge der Differentiationen vertauscht werden kann, läßt sich für Gl. (B24) unter Anwendung der Kettenregel schreiben

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial \tilde{x}}{\partial \tilde{\eta}} \right) = \left(\frac{\partial \tilde{f}}{\partial \tilde{x}} \right) \left(\frac{\partial \tilde{x}}{\partial \tilde{\eta}} \right) + \left(\frac{\partial \tilde{f}}{\partial \tilde{\eta}} \right) \left(\frac{\partial \tilde{\eta}}{\partial \tilde{\eta}} \right) \quad (B25)$$

bzw.

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial \tilde{x}}{\partial \tilde{\eta}} \right) = \left(\frac{\partial \tilde{f}}{\partial \tilde{x}} \right) \left(\frac{\partial \tilde{x}}{\partial \tilde{\eta}} \right) + \frac{\partial \tilde{f}}{\partial \tilde{\eta}} \quad (B26)$$

Die zugehörigen Anfangsbedingungen lauten

$$\left(\frac{\partial \tilde{x}}{\partial \tilde{\eta}} \right)_0 = \tilde{0} \quad (\text{B27})$$

Das bedeutet also, daß sich die allgemeine Gl. (B26) bei insgesamt m gesuchten Koeffizienten A_j , B_j und C_j des Dgl.systems aus $(3 \times m)$ Differentialgleichungen zusammensetzt.

Am Beispiel des Koeffizienten A_1 der Gl. (11a) wird gezeigt, wie die Differentialgleichungen im einzelnen aufgebaut sind. Nach Gl. (B26) ergibt sich

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial u}{\partial A_1} \right) = \left(\frac{\partial f}{\partial u} \right) \left(\frac{\partial u}{\partial A_1} \right) + \left(\frac{\partial f}{\partial v} \right) \left(\frac{\partial v}{\partial A_1} \right) + \left(\frac{\partial f}{\partial r} \right) \left(\frac{\partial r}{\partial A_1} \right) + \frac{\partial f}{\partial A_1} \quad (\text{B28a})$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial v}{\partial A_1} \right) = \left(\frac{\partial g}{\partial u} \right) \left(\frac{\partial u}{\partial A_1} \right) + \left(\frac{\partial g}{\partial v} \right) \left(\frac{\partial v}{\partial A_1} \right) + \left(\frac{\partial g}{\partial r} \right) \left(\frac{\partial r}{\partial A_1} \right) \quad (\text{B28b})$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial r}{\partial A_1} \right) = \left(\frac{\partial h}{\partial u} \right) \left(\frac{\partial u}{\partial A_1} \right) + \left(\frac{\partial h}{\partial v} \right) \left(\frac{\partial v}{\partial A_1} \right) + \left(\frac{\partial h}{\partial r} \right) \left(\frac{\partial r}{\partial A_1} \right) \quad (\text{B28c})$$

Die drei Gleichungen (B28a), (B28b) und (B28c) können jedoch nicht separat betrachtet werden, sondern sie bilden ein nichtlineares System von Differentialgleichungen 1. Ordnung, bei dessen Integration beachtet werden muß, daß die partiellen Ableitungen $(\partial \tilde{f}/\partial \tilde{x})$ Funktionen der Zeit t sind. Aus diesem Grunde ist auch hier keine geschlossene Lösung möglich. Die numerische Integration kann mit Hilfe des Eulerschen Polygonzugverfahrens (Differenzenverfahren 1. Ordnung) durchgeführt werden. Im vorliegenden Falle wurde diesem Verfahren der Vorzug gegenüber dem bekannten Runge-Kutta-Verfahren gegeben, weil es im allgemeinen auch für die numerische Integration des Dgl.systems (11), beispielsweise bei der Bestimmung der Zustandsvariablen $\tilde{x}_c(t, \tilde{\eta})$, Gl. (B6), verwendet wird.

Nach Durchführung der numerischen Integration des Dgl.systems (11) sowie der m Gleichungssysteme, entsprechend dem Beispiel des Dgl.systems (B28), liefert die Gleichung (B20) die Komponenten des Gradientenvektors $\{\partial \epsilon / \partial \tilde{\eta}\}$ für den jeweilig betrachteten Koeffizientenvektor $\tilde{\eta}$.

Das eigentliche Ziel der Bemühungen ist die Ermittlung der notwendigen Korrekturwerte $\Delta\tilde{\eta}$, mit deren Hilfe der optimale Koeffizientenvektor $\tilde{\eta}_{\text{opt}}$ abgeschätzt werden kann. Unter Anwendung der Taylorschen Formel, die bereits nach dem zweiten Glied abgebrochen wird, sowie unter Berücksichtigung der Gl. (B11) kann man schreiben

$$\left\{ \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tilde{\eta}} \right\}_{\tilde{\eta}} + \frac{\partial}{\partial \tilde{\eta}} \left\{ \left\{ \frac{\partial \varepsilon}{\partial \tilde{\eta}} \right\}_{\tilde{\eta}} \right\} \Delta\tilde{\eta} = \tilde{0} \quad (\text{B29})$$

Nimmt man nun vereinfachend an, daß die Änderungen der Funktionalmatrix $[J_i]$ oder ihrer Transponierten $[J_i]^T$ in bezug auf den Koeffizientenvektor $\tilde{\eta}$ vernachlässigbar klein sind, dann ergibt sich als Bestimmungsgleichung für die gesuchten Korrekturen $\Delta\tilde{\eta}$ unter Berücksichtigung der Gln. (B21) und (B22)

$$\left[2 \sum_{i=1}^n [J_i]^T [\Phi] \{\gamma_i\} \right] + \left[2 \sum_{i=1}^n [J_i]^T [\Phi] [J_i] \right] \Delta\tilde{\eta} = \tilde{0} \quad (\text{B30})$$

bzw.

$$\Delta\tilde{\eta} = - \left[2 \sum_{i=1}^n [J_i]^T [\Phi] [J_i] \right]^{-1} \left[2 \sum_{i=1}^n [J_i]^T [\Phi] \{\gamma_i\} \right] \quad (\text{B31})$$

Der verbesserte Koeffizientenvektor $\tilde{\eta}^*$ ergibt sich aus der Beziehung

$$\tilde{\eta}^* = \tilde{\eta} + \Delta\tilde{\eta} \quad (\text{B32})$$

Die dargestellte Methode zur Minimierung der Geschwindigkeitsfehler bzw. der Differenzen $\tilde{\gamma}_i$ stellt einen Iterationsprozeß dar, dessen Erfolg in bezug auf Konvergenz im wesentlichen von der Ausgangsschätzung des gesuchten Koeffizientenvektors $\tilde{\eta}_{\text{opt}}$ mit bestimmt wird. Für den vorliegenden Fall ist dieses Problem insofern unkritisch, als die Auswahl der relevanten Koeffizienten einschließlich ihrer ersten Abschätzung mit Hilfe der Methode der Beschleunigungsfehler (Regressionsverfahren) durchgeführt werden kann.

Auswahl der Gewichtungsfaktoren w_j

Ein spezielles, numerisches Problem bildet die richtige Auswahl der Gewichtungsfaktoren w_j in der Zielfunktion ε , Gl. (B8). Die Schwierigkeiten resultieren im wesentlichen daraus, daß zum einen die Größenordnungen der betrachteten Differenzen γ_i unterschiedlich sein können und daß zum anderen im vorliegenden Falle verschiedenartige Geschwindigkeitsanteile, nämlich die Translationsgeschwindigkeiten u und v sowie die Rotationsgeschwindigkeit r , gemeinsam betrachtet werden. Dadurch ergeben sich für die numerische Auswertung im Grunde genommen zwei wichtige Kriterien. Neben einer vernünftigen Gewichtung der einzelnen Geschwindigkeitskomponenten bzw. der zugehörigen Differenzen $\tilde{\gamma}_i$ sind die Faktoren w_j auch unter dem Gesichtspunkt auszuwählen, daß die Zielfunktion ε unabhängig vom jeweilig verwendeten Maßsystem wird. Im folgenden werden einige Möglichkeiten aufgezeigt, wie den genannten Forderungen entsprochen werden kann.

Die Forderung nach einer Unabhängigkeit vom verwendeten Maßsystem läßt sich in einfachster Weise durch die Einführung dimensionsloser Größen erfüllen; wobei die Frage nach den zu wählenden Bezugsgrößen zunächst noch offen bleibt. Eine Möglichkeit besteht nun darin, die Geschwindigkeitsdifferenzen $\tilde{\gamma}_i$ mit ihrem betragsmäßigen Maximalwert dimensionslos zu machen. Dadurch wird gleichzeitig erreicht, daß die drei Komponenten der Zielfunktion von gleicher Größenordnung sind und nur Zahlenwerte zwischen -1 und +1 annehmen, vgl. auch Sukselainen (1975). Für die Gl. (B8) ergibt sich demzufolge

$$\begin{aligned} \varepsilon_I = \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{1}{|\gamma_u|_{\max}^2} [u_c(t_i) - u_m(t_i)]^2 + \frac{1}{|\gamma_v|_{\max}^2} [v_c(t_i) - v_m(t_i)]^2 + \right. \\ \left. + \frac{1}{|\gamma_r|_{\max}^2} [r_c(t_i) - r_m(t_i)]^2 \right\} \rightarrow \underset{\tilde{n}}{\text{Min}} \end{aligned} \quad (\text{B33}) ,$$

und die zugehörige Gewichtsmatrix $[\Phi]$ lautet

$$[\Phi_I] = \begin{bmatrix} |\gamma_u|_{\max}^{-2} & 0 & 0 \\ 0 & |\gamma_v|_{\max}^{-2} & 0 \\ 0 & 0 & |\gamma_r|_{\max}^{-2} \end{bmatrix} \quad (\text{B34})$$

Eine weitere Möglichkeit besteht in der Verwendung der allgemein in der Schiffshydrodynamik üblichen Bezugsgrößen, wie Schiffslänge L , Bahngeschwindigkeit U etc.. Danach ergibt sich, unter Berücksichtigung des von Norrbin (1971) eingeführten "Bis"-Systems, für Gl. (B8)

$$\begin{aligned} \varepsilon_{II} = \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{1}{gL} [u_c(t_i) - u_m(t_i)]^2 + \frac{1}{gL} [v_c(t_i) - v_m(t_i)]^2 + \right. \\ \left. + \frac{L}{g} [r_c(t_i) - r_m(t_i)]^2 \right\} \rightarrow \underset{\tilde{\eta}}{\text{Min}} \end{aligned} \quad (\text{B35}) ,$$

und die Vernachlässigung des konstanten Anteils $(gL)^{-1}$ führt zu der Beziehung für $[\Phi]$

$$[\Phi_{II}] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & L^2 \end{bmatrix} \quad (\text{B36})$$

Die Anwendung des "Prime"-Systems führt im übrigen bei der Gewichtsmatrix $[\Phi]$ zum gleichen Ergebnis.

Bei der dritten Möglichkeit für die Bestimmung der Gewichtungsfaktoren w_j wird das Prinzip der dimensionslosen Darstellung verlassen und eine andere Idee verfolgt. Vernachlässigt man die Tatsache, daß das Quadrat der Differenzen $\tilde{y}_i$ nicht exakt aus der Differenz zweier quadratischer Terme besteht, dann kann ein einfacher Zusammenhang über die kinetischen Energieanteile der Geschwindigkeitskomponenten hergestellt werden. Für die Zielfunktion ε folgt daraus

$$\begin{aligned} \varepsilon_{III} = \sum_{i=1}^n \left\{ \frac{1}{2} m [u_c(t_i) - u_m(t_i)]^2 + \frac{1}{2} m [v_c(t_i) - v_m(t_i)]^2 + \right. \\ \left. + \frac{1}{2} I_{zz} [r_c(t_i) - r_m(t_i)]^2 \right\} \rightarrow \underset{\tilde{\eta}}{\text{Min}} \end{aligned} \quad (\text{B37})$$

Unter Beachtung der Beziehung

$$I_{zz} = m k_{zz}^2 \quad (\text{B38})$$

und unter Vernachlässigung des konstanten Anteils ($m/2$) ergibt sich somit für die Gewichtsmatrix $[\Phi]$

$$[\Phi_{\text{III}}] = \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & k_{zz}^2 \end{bmatrix} \quad (\text{B39})$$

Die im Abschnitt 4 vorgestellten Beispielrechnungen wurden im übrigen mit der Gewichtsmatrix $[\Phi_{\text{III}}]$, Gl. (B39), durchgeführt.

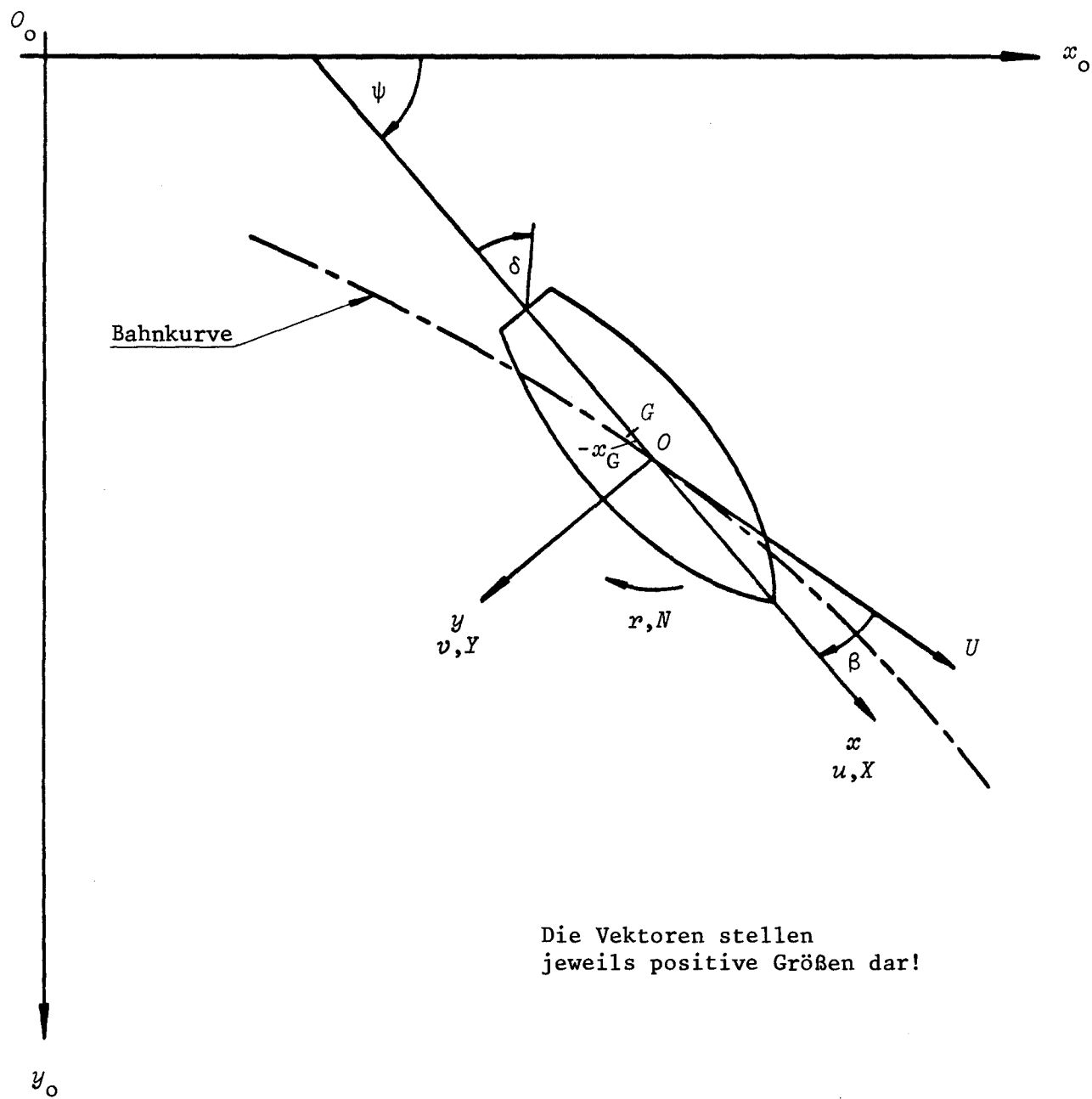


Abb. 1 Koordinatensystem

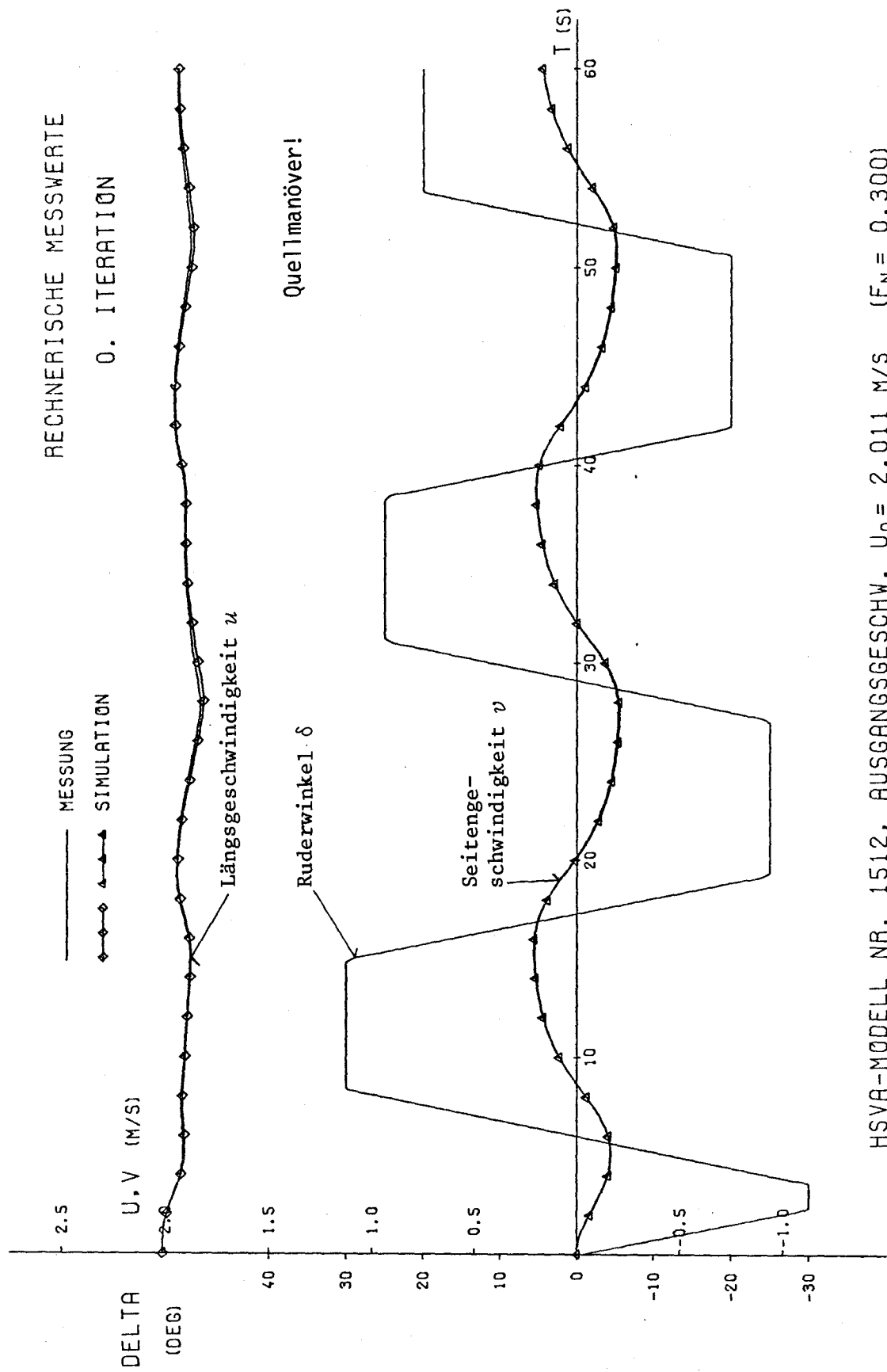


Abb. 2a Stufenmanöver I

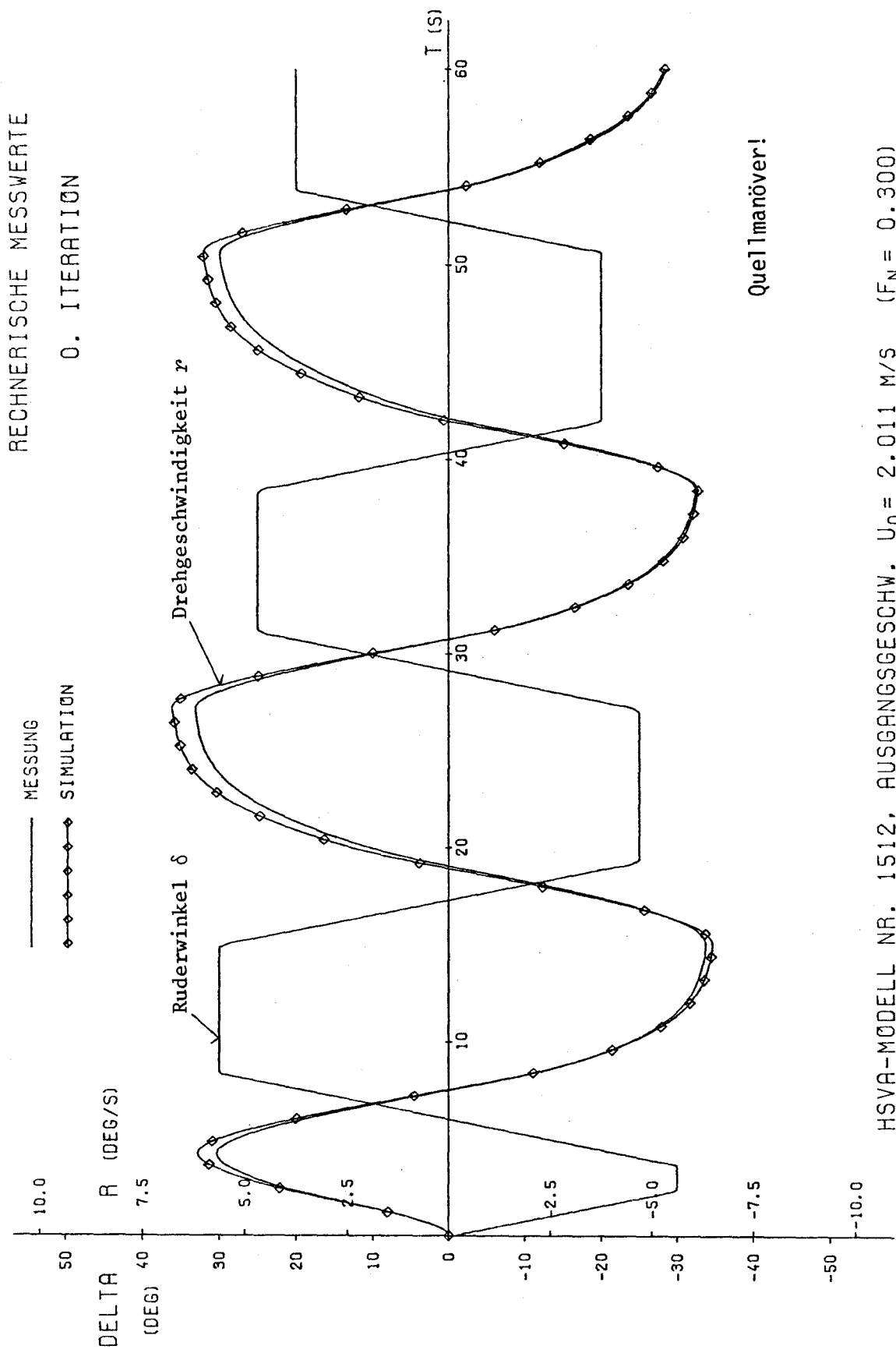


Abb. 2b Stufenmanöver I

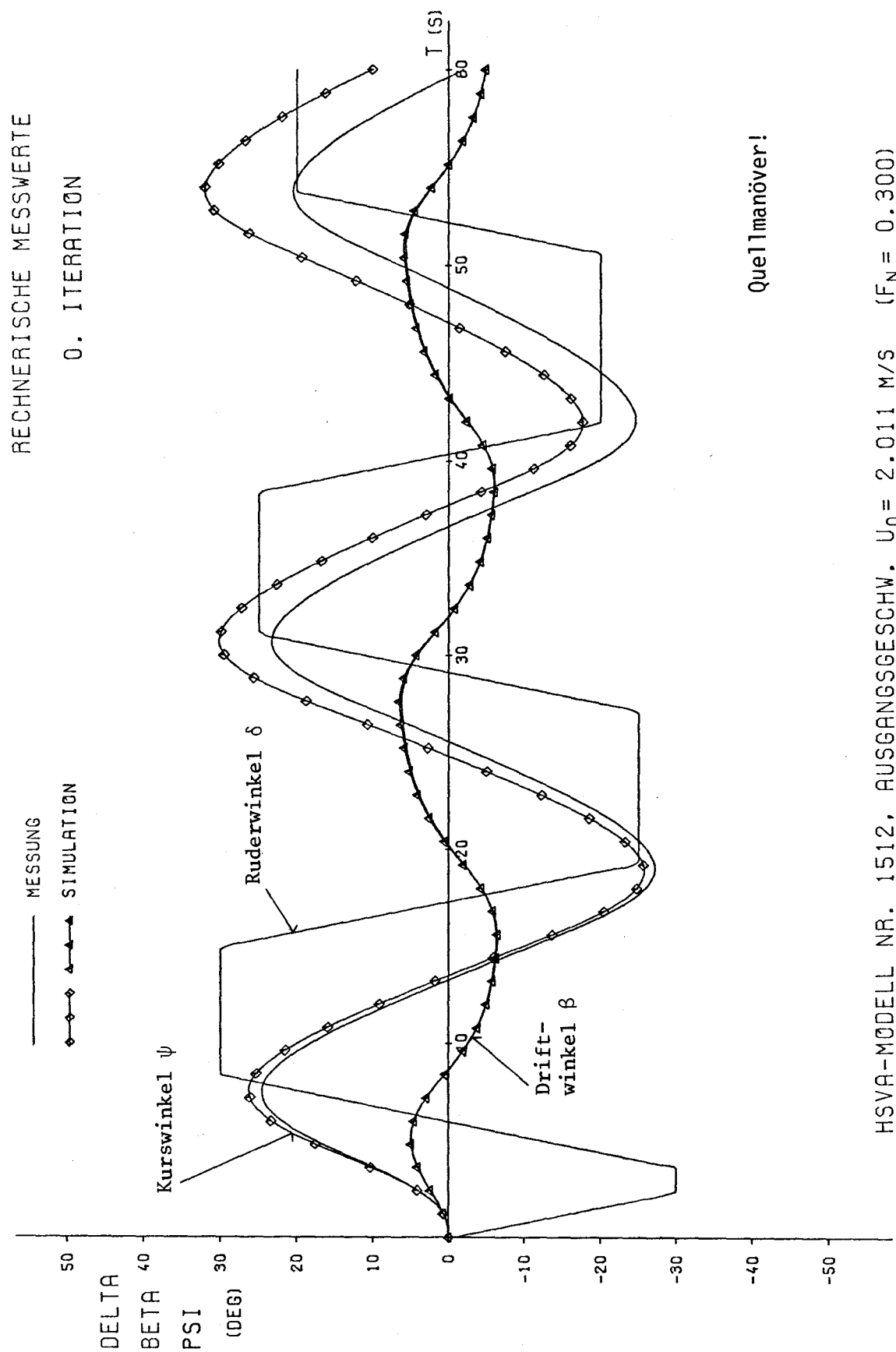


Abb. 2c Stufenmanöver I

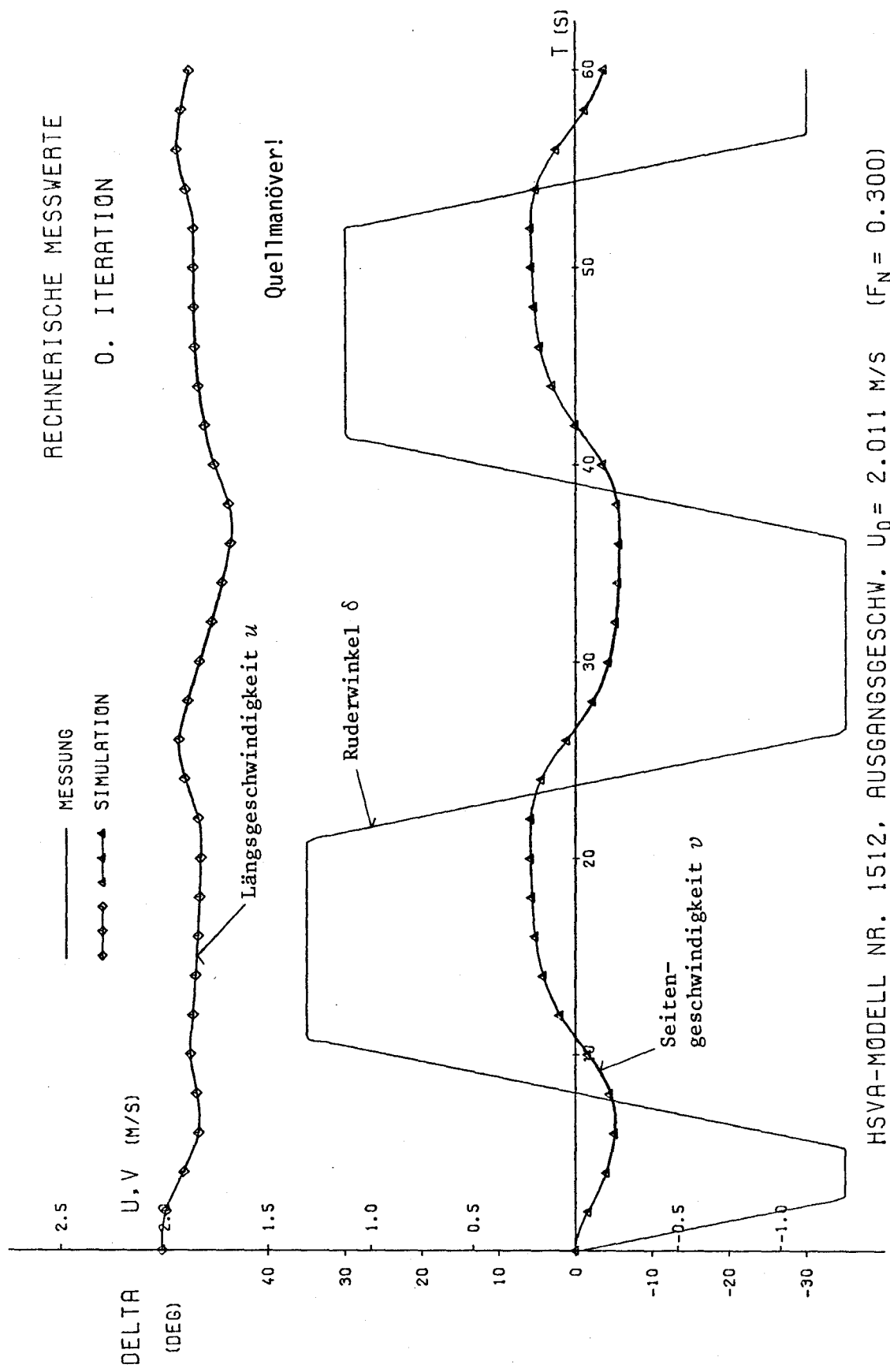


Abb. 3a Stufenmanöver II

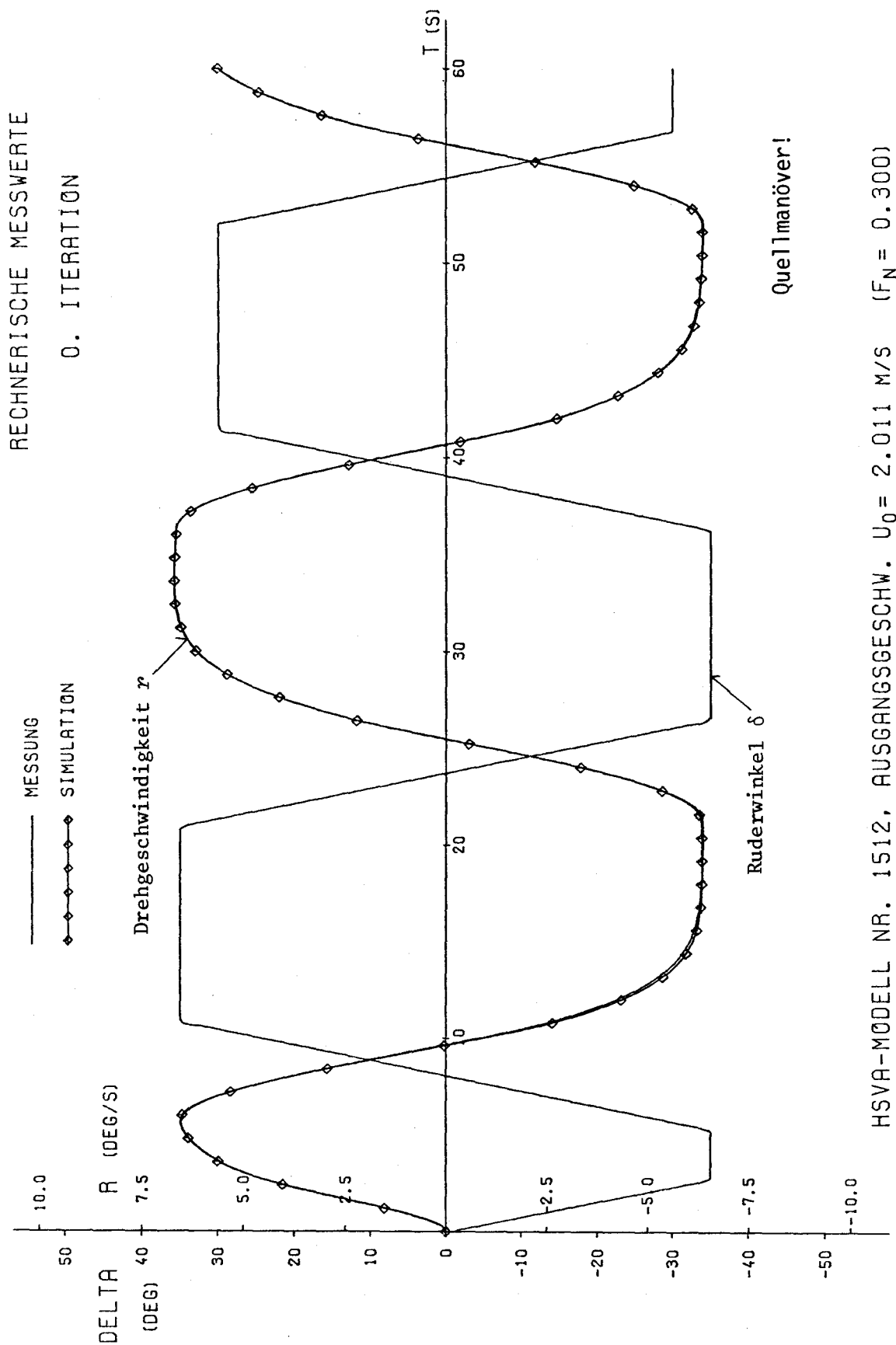
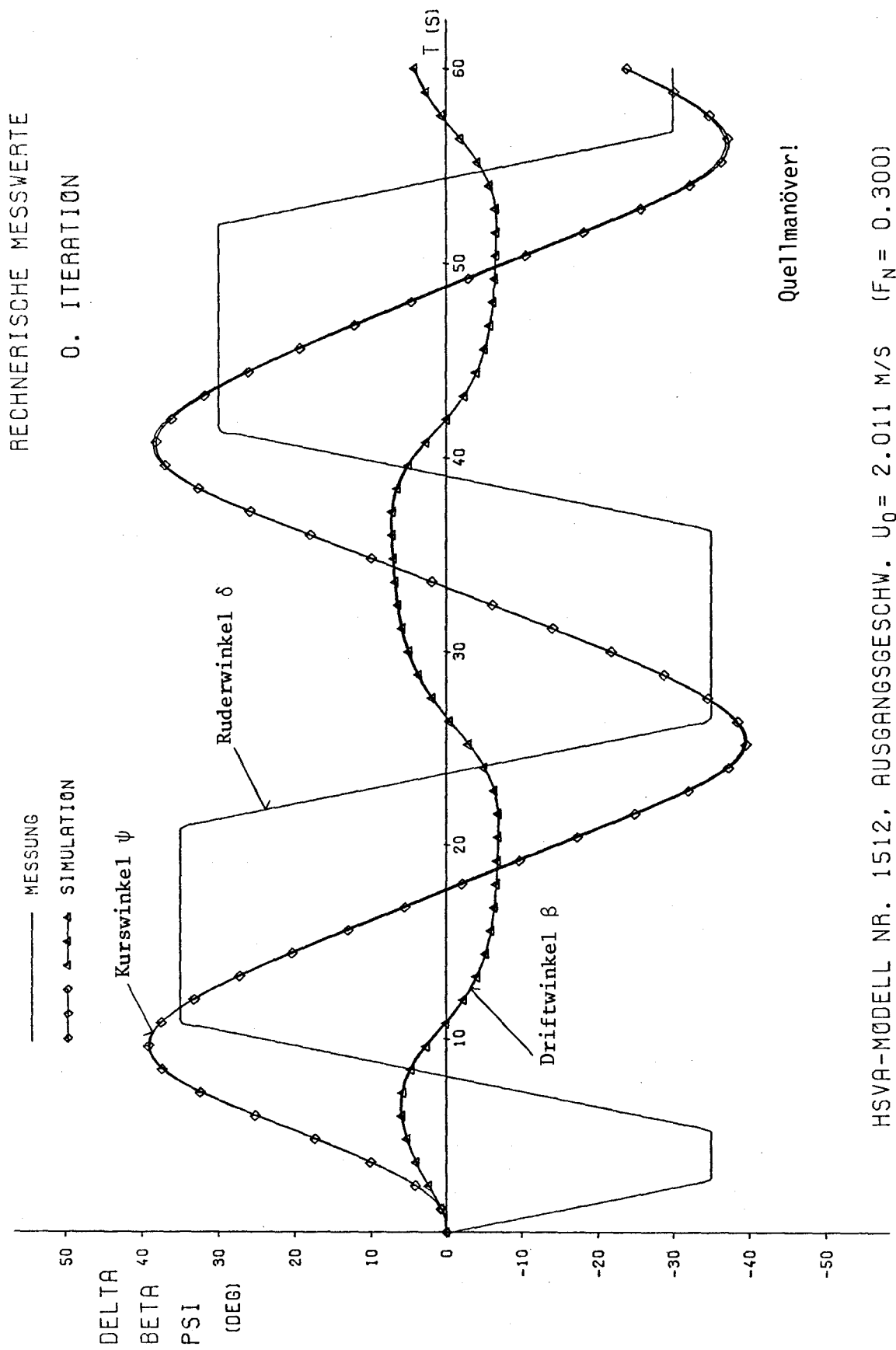
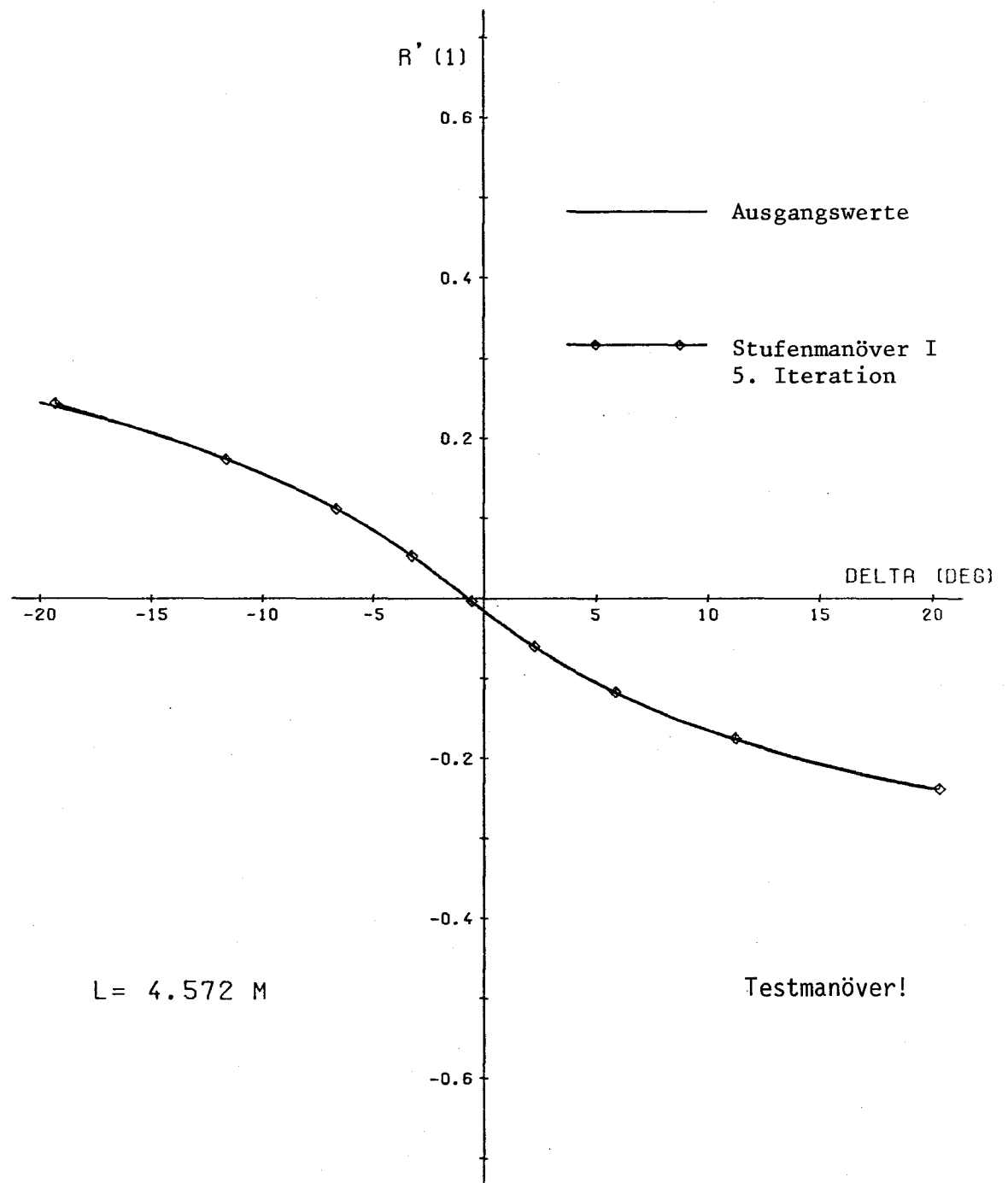


Abb. 3b Stufenmanöver II



HSVA-MODELL NR. 1512, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 2.011$ M/S ($F_N = 0.300$)

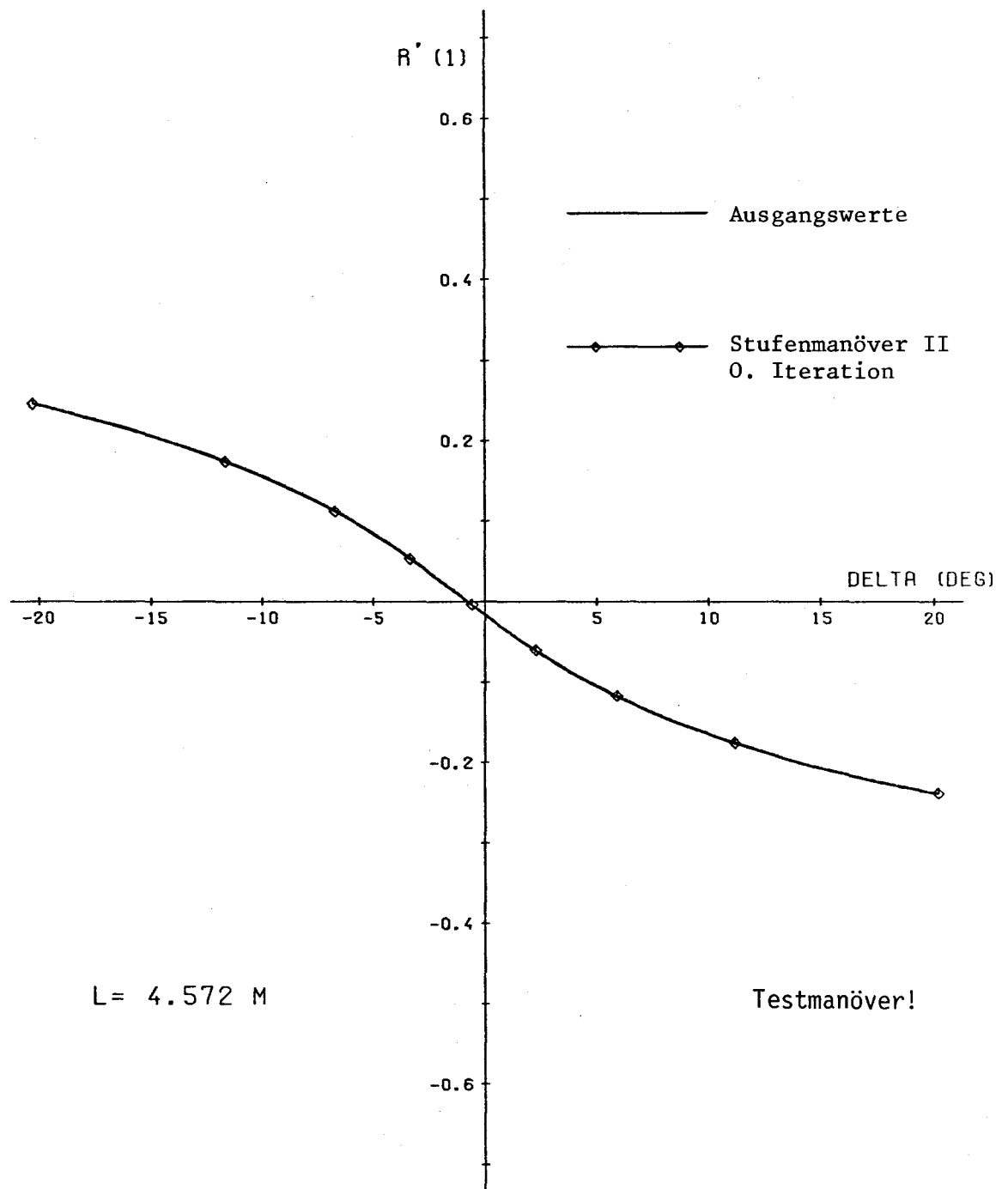
Abb. 3c Stufenmanöver II



HSV-MODELL NR. 1512 (SERIE 60)

AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 2.011 \text{ M/S}$

Abb. 4



HSVA-MODELL NR. 1512 (SERIE 60)

AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 2.011 \text{ M/S}$

Abb. 5

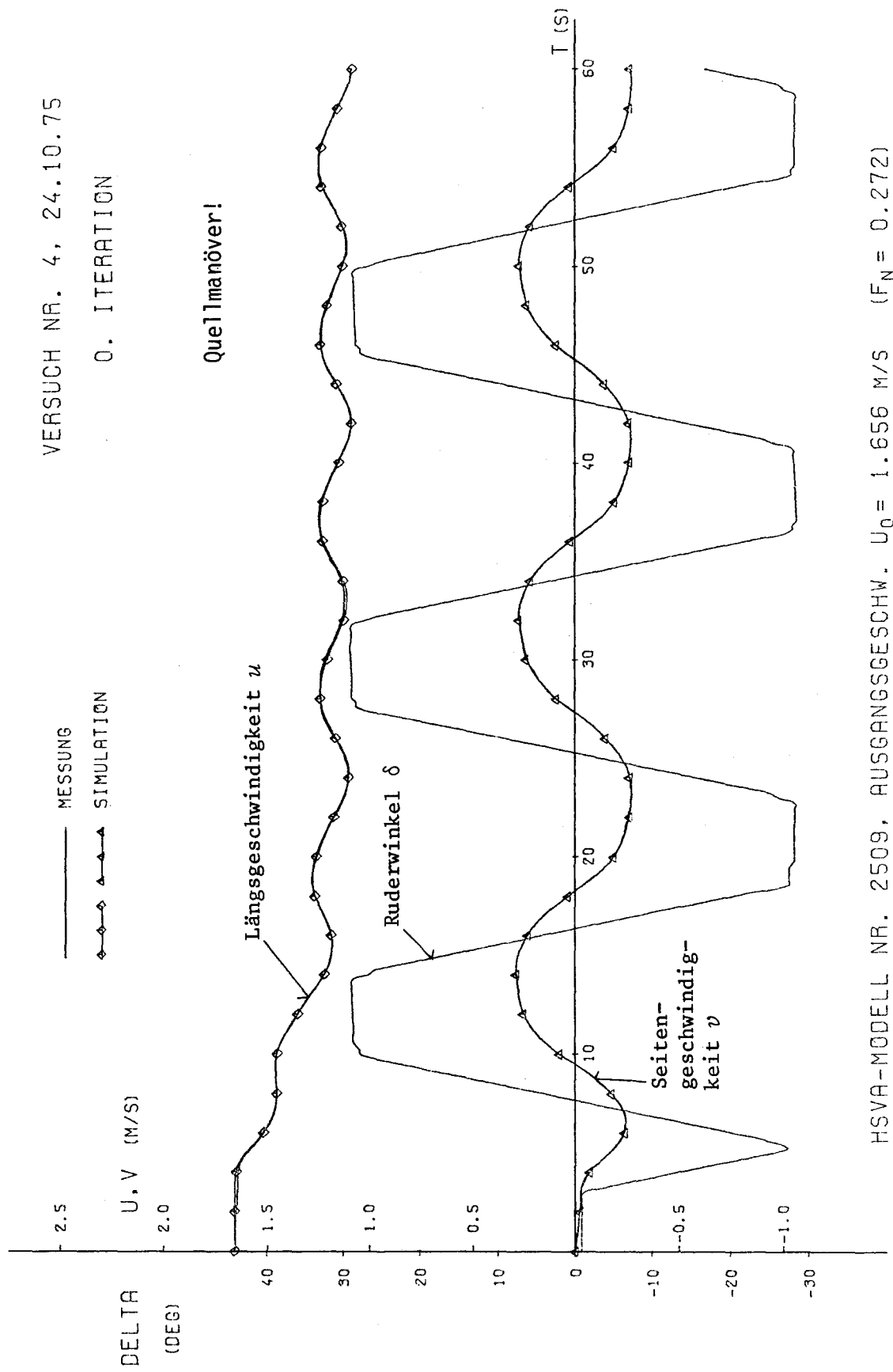
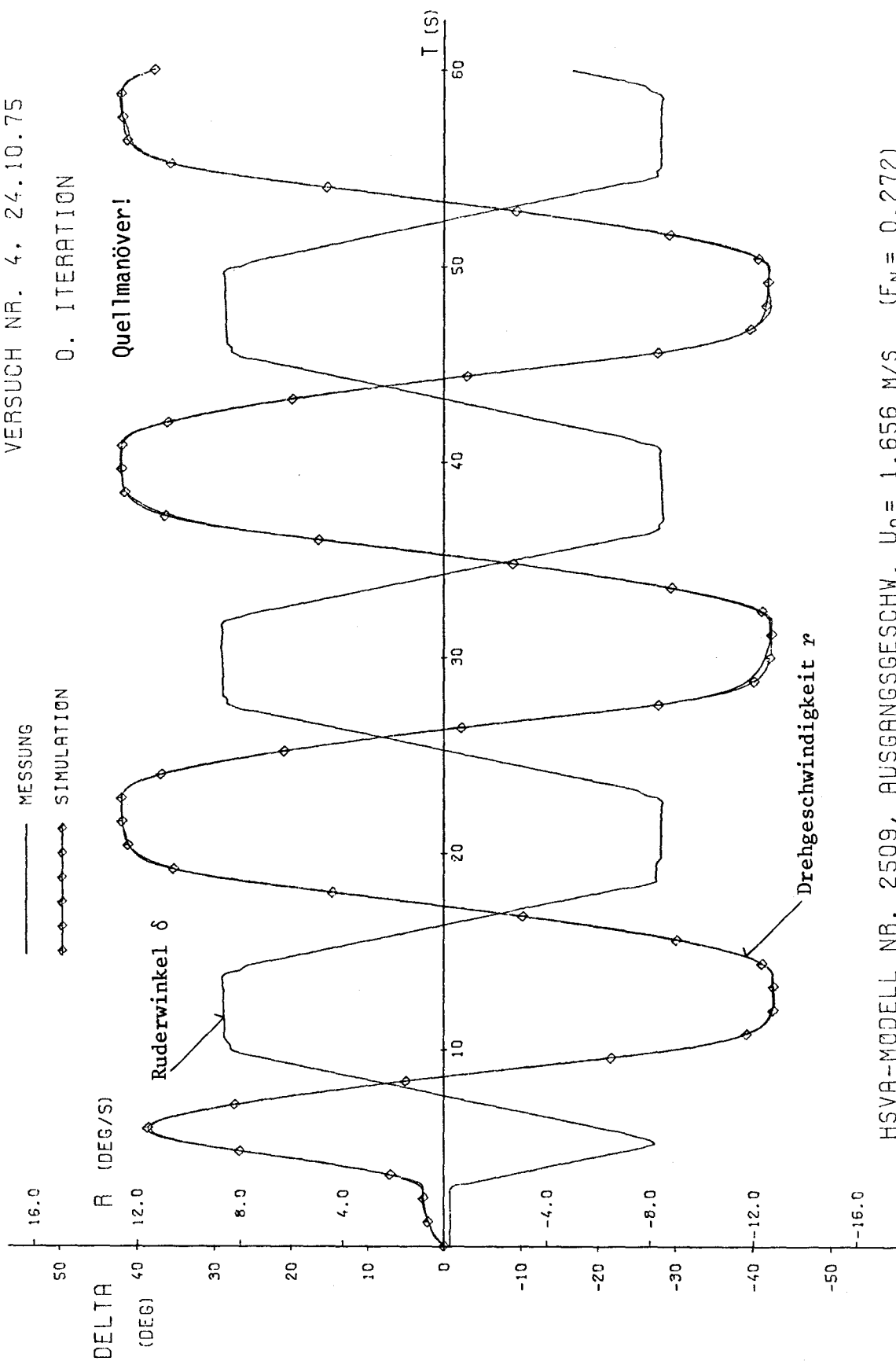


Abb. 6a

VERSUCH NR. 4, 24.10.75

0. ITERATION

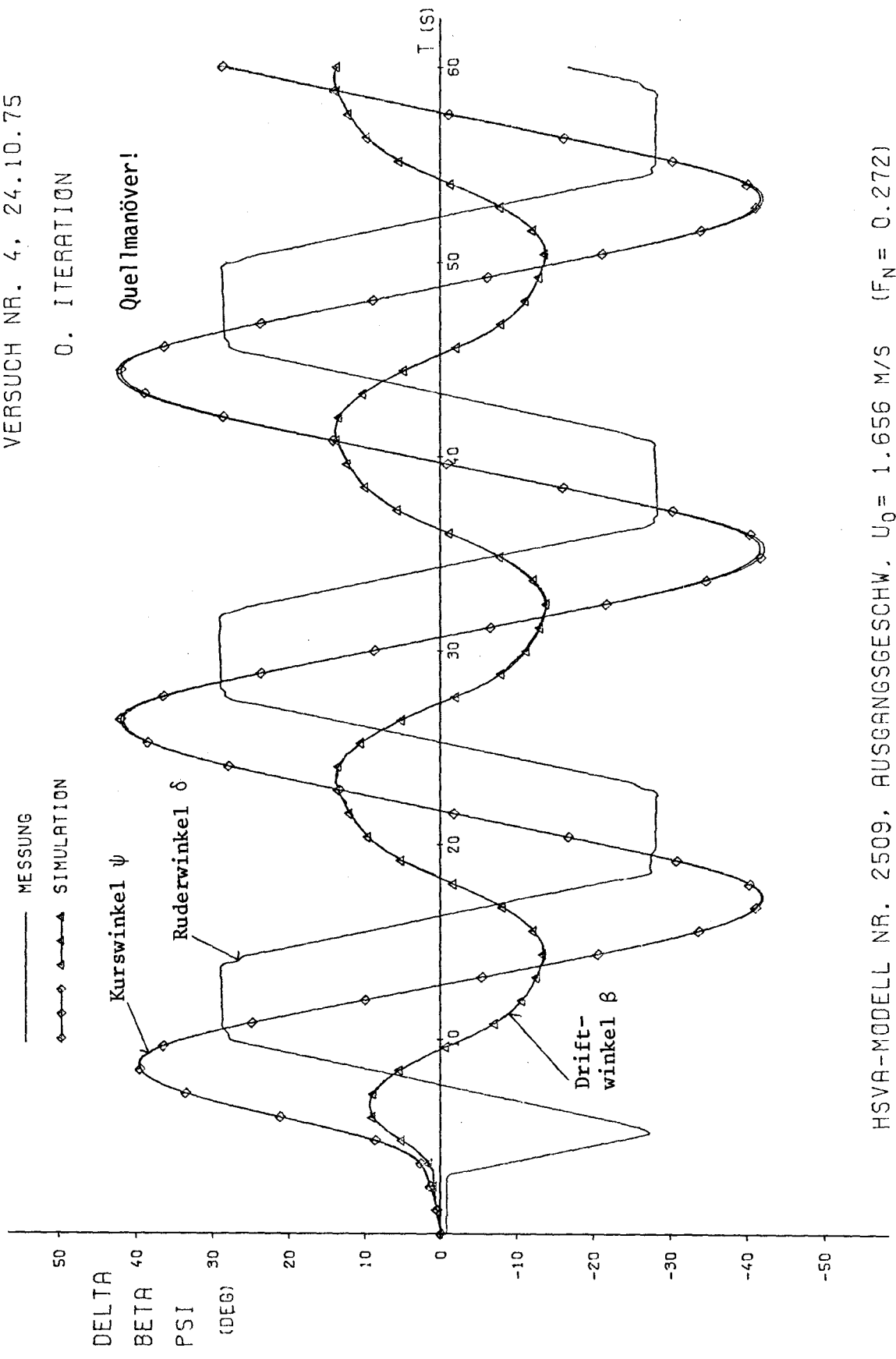


HSVA-MODELL NR. 2509, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.656$ M/S ($F_N = 0.272$)

Abb. 6b

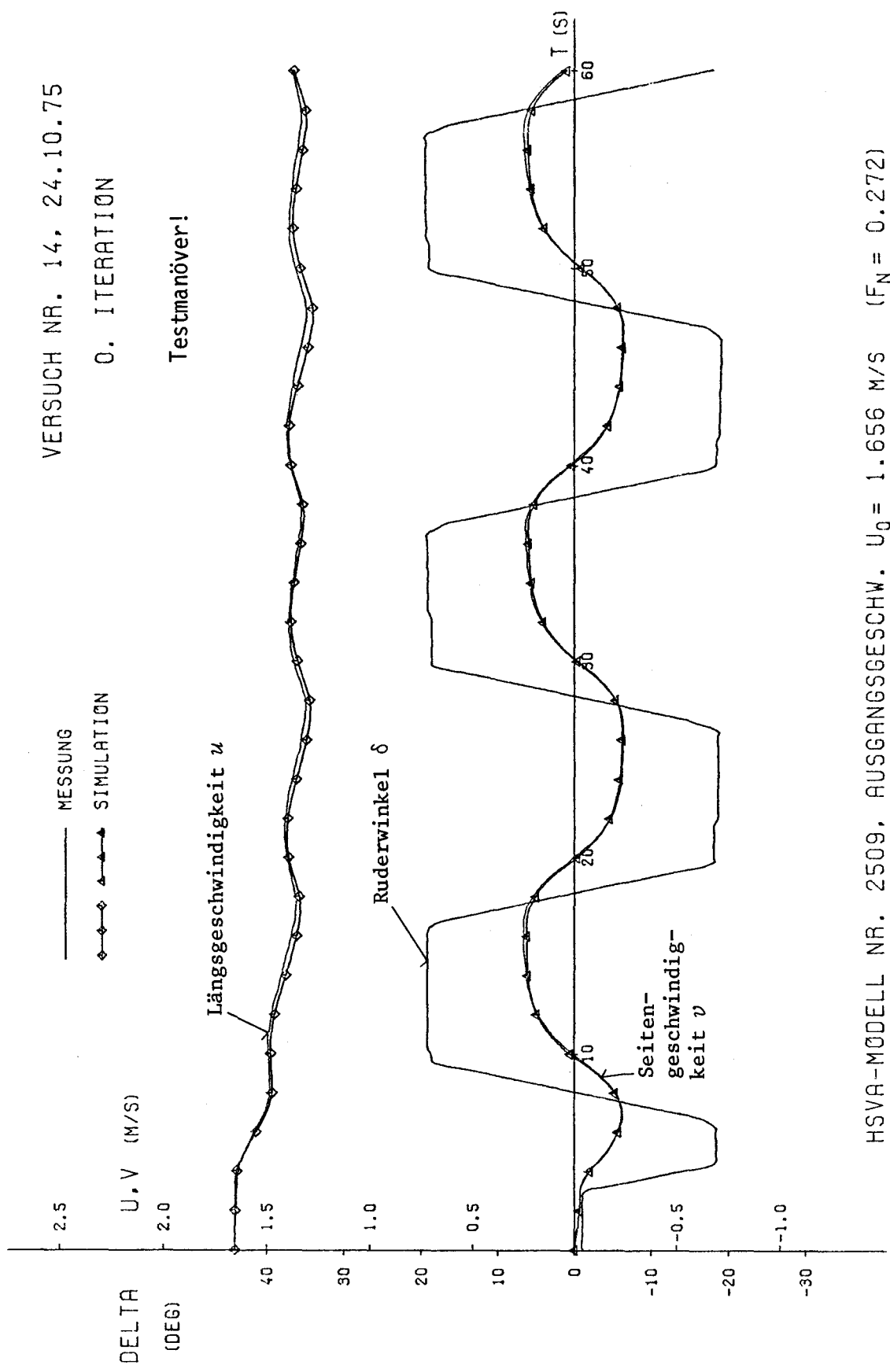
VERSUCH NR. 4, 24.10.75

0. ITERATION



HSVA-MODELL NR. 2509, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.656 \text{ M/S}$ ($F_N = 0.272$)

Abb. 6c



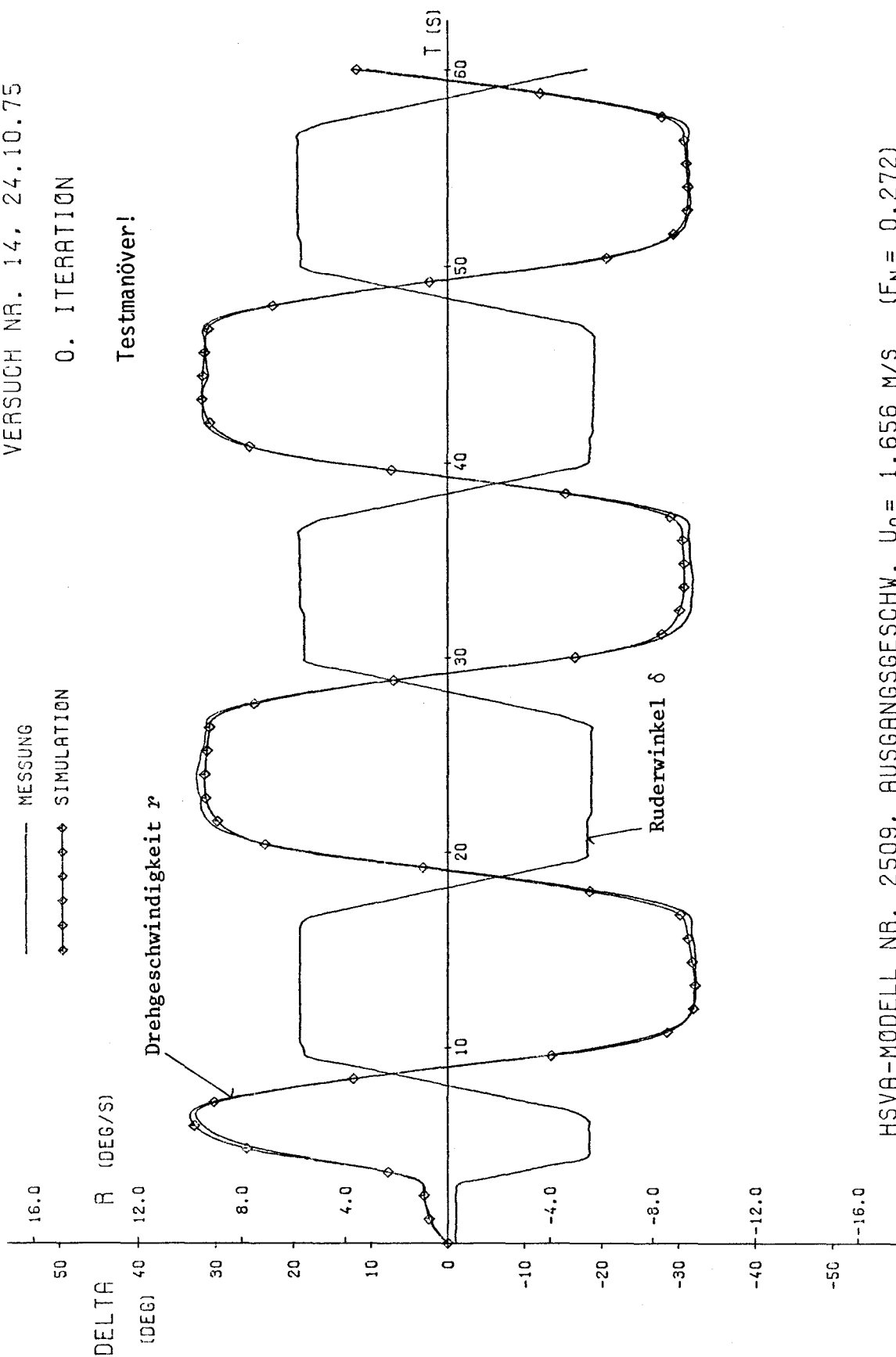
HSVA-MODELL NR. 2509, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.656$ M/S ($F_N = 0.272$)

Abb. 7a

VERSUCH NR. 14, 24.10.75

0. ITERATION

Testmanöver!

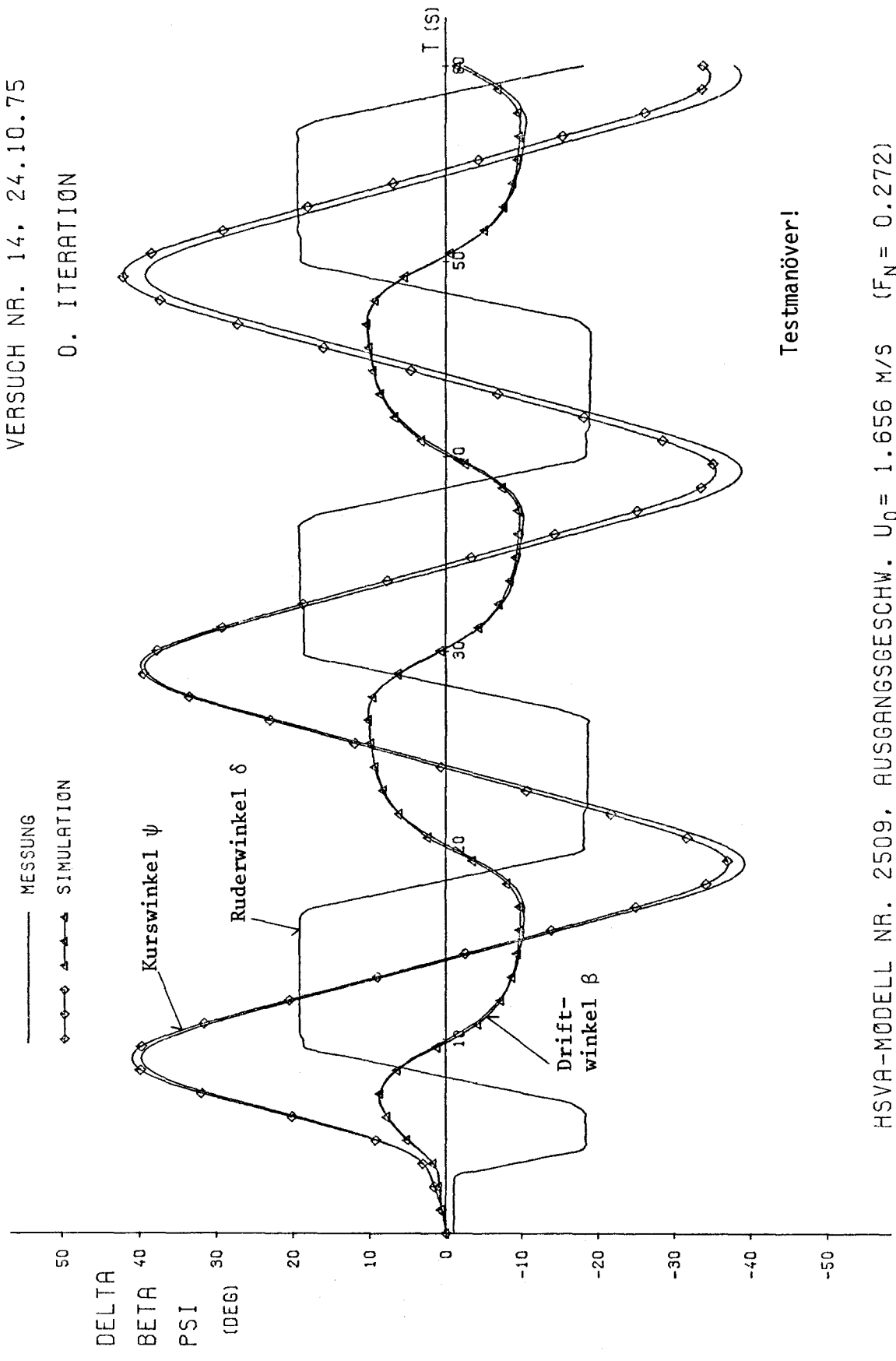


HSVA-MODELL NR. 2509. AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.656$ M/S ($F_N = 0.272$)

Abb. 7b

VERSUCH NR. 14, 24.10.75

0. ITERATION



Testmanöver!

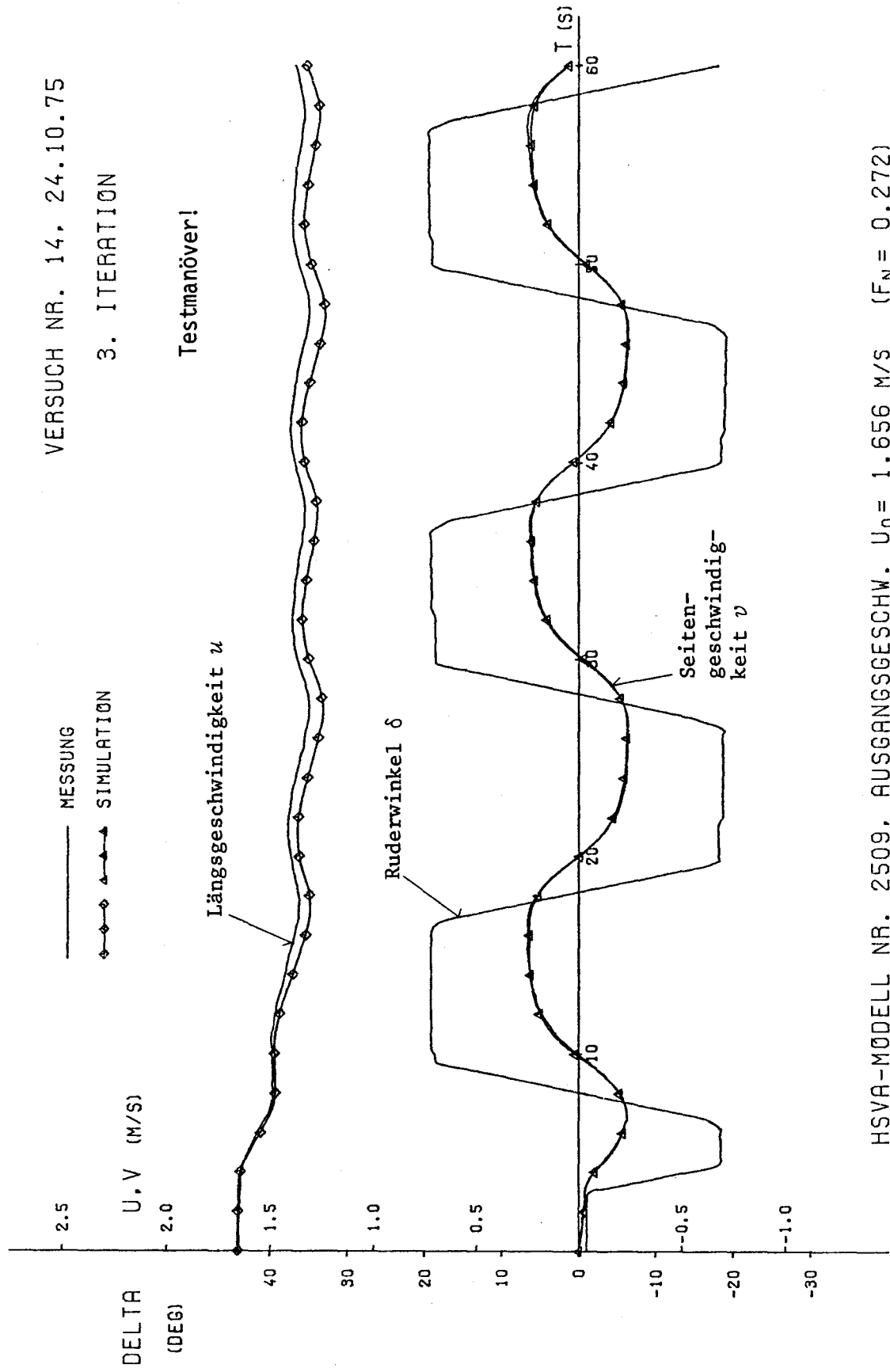
HSVA-MODELL NR. 2509, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.656 \text{ m/s}$ ($F_N = 0.272$)

Abb. 7c

VERSUCH NR. 14, 24.10.75

3. ITERATION

Testmanöver!

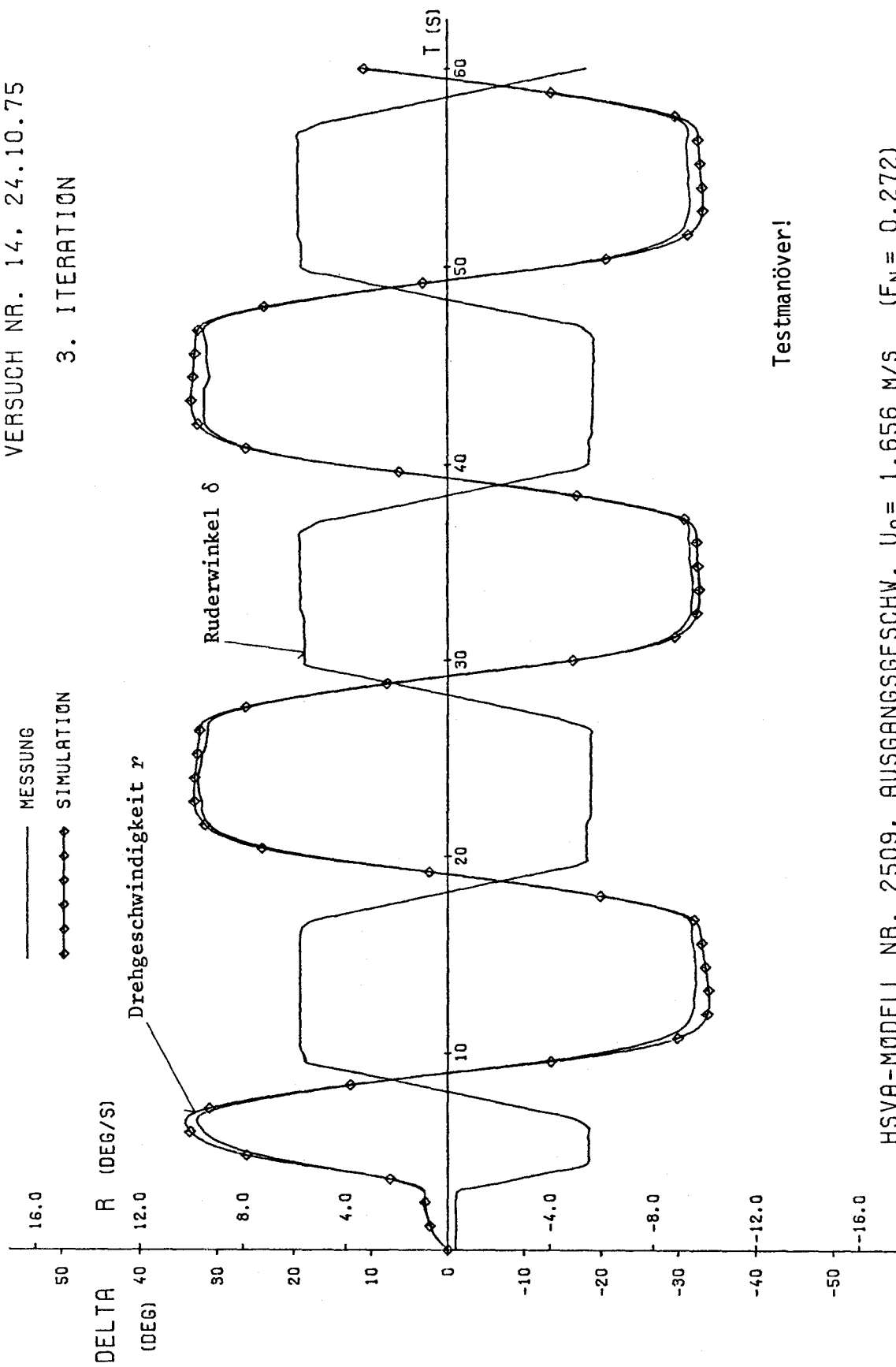


HSVA-MODELL NR. 2509, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.656$ M/S ($F_N = 0.272$)

Abb. 8a

VERSUCH NR. 14. 24.10.75

3. ITERATION

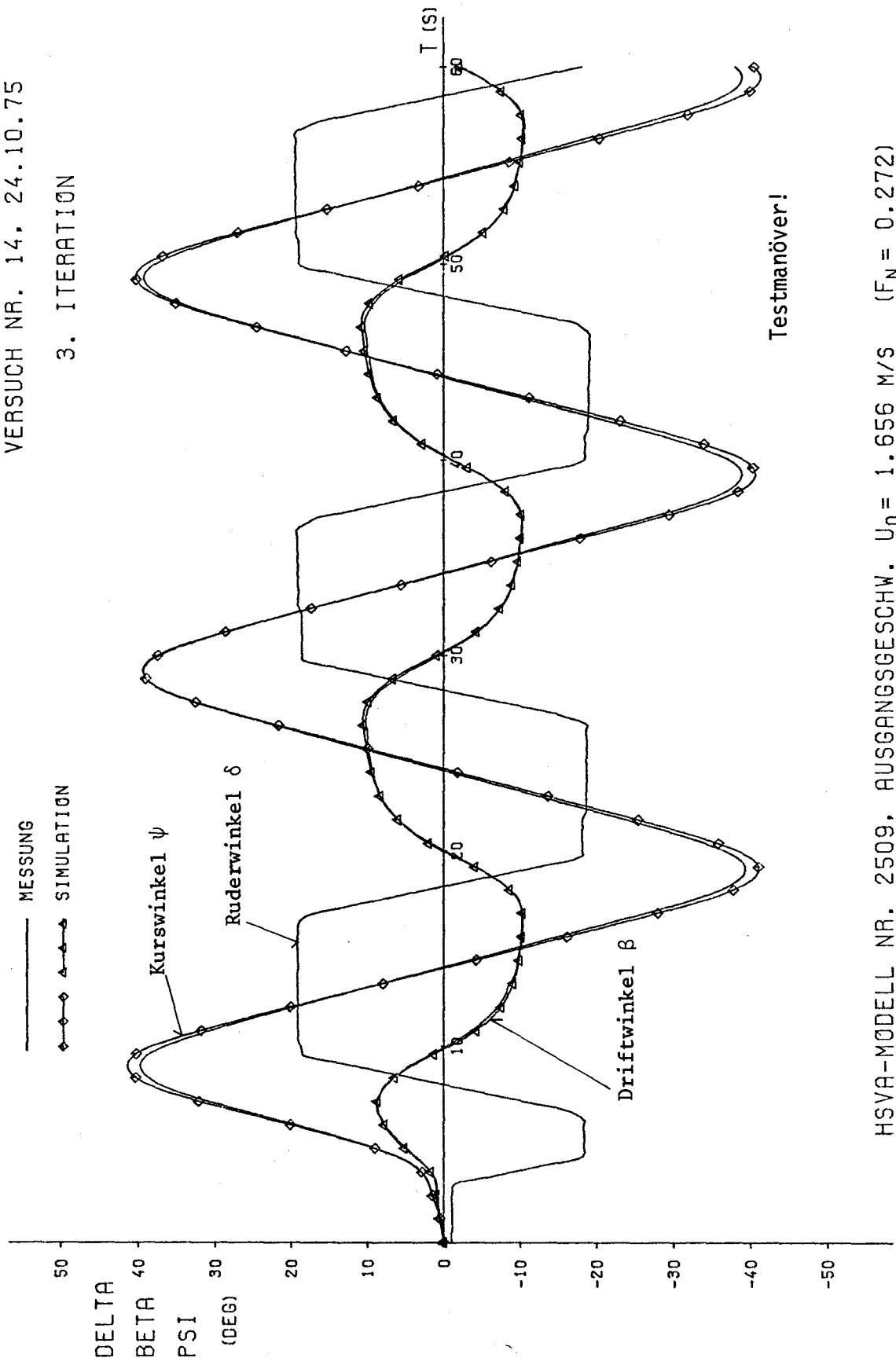


HSVA-MODELL NR. 2509, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.656$ M/S ($F_N = 0.272$)

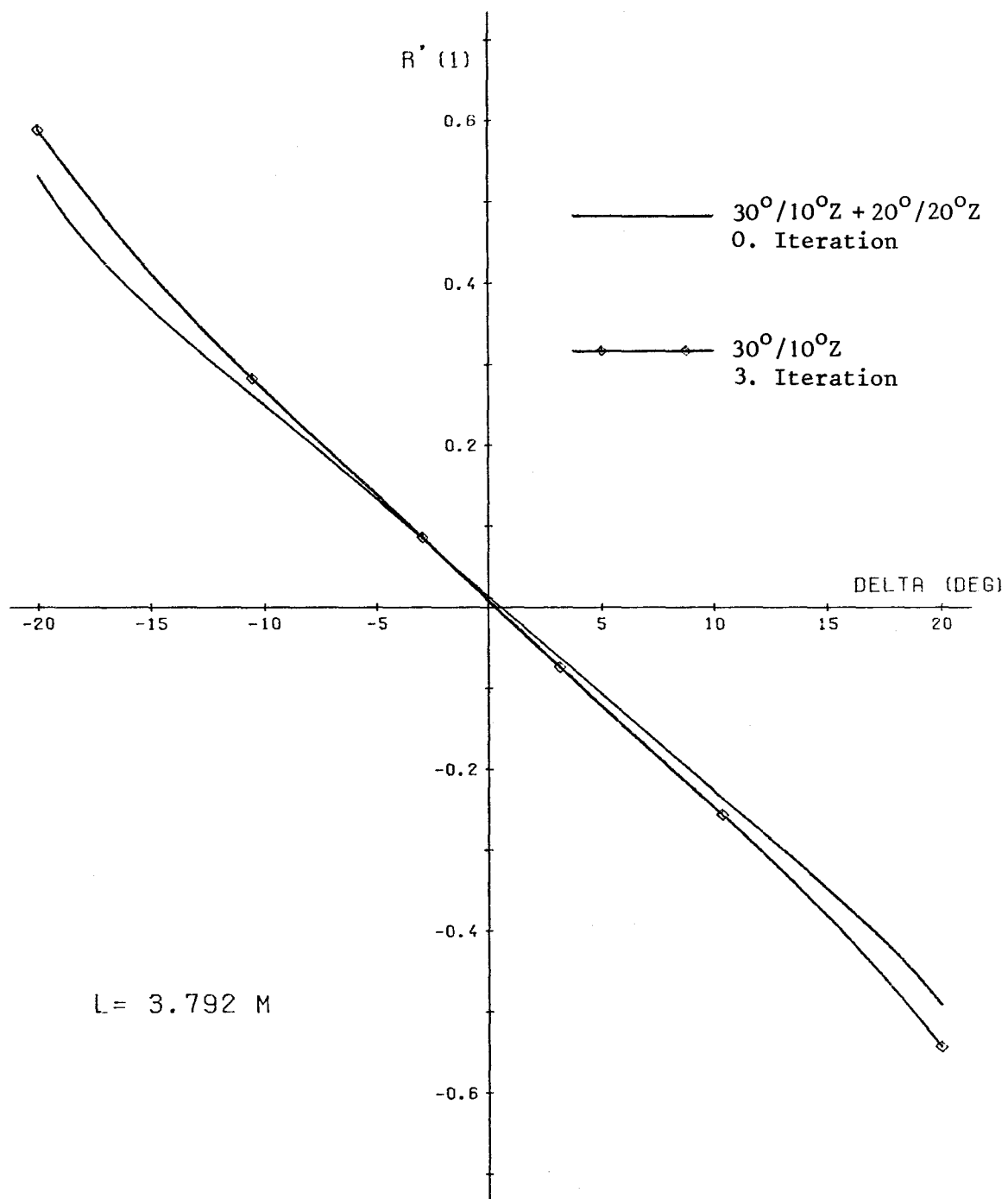
Abb. 8b

VERSUCH NR. 14. 24.10.75

3. ITERATION



HSVA-MODELL NR. 2509, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.656 \text{ M/S}$ ($F_N = 0.272$)



HSV-MODELL NR. 2509 (SCHLEPPER)

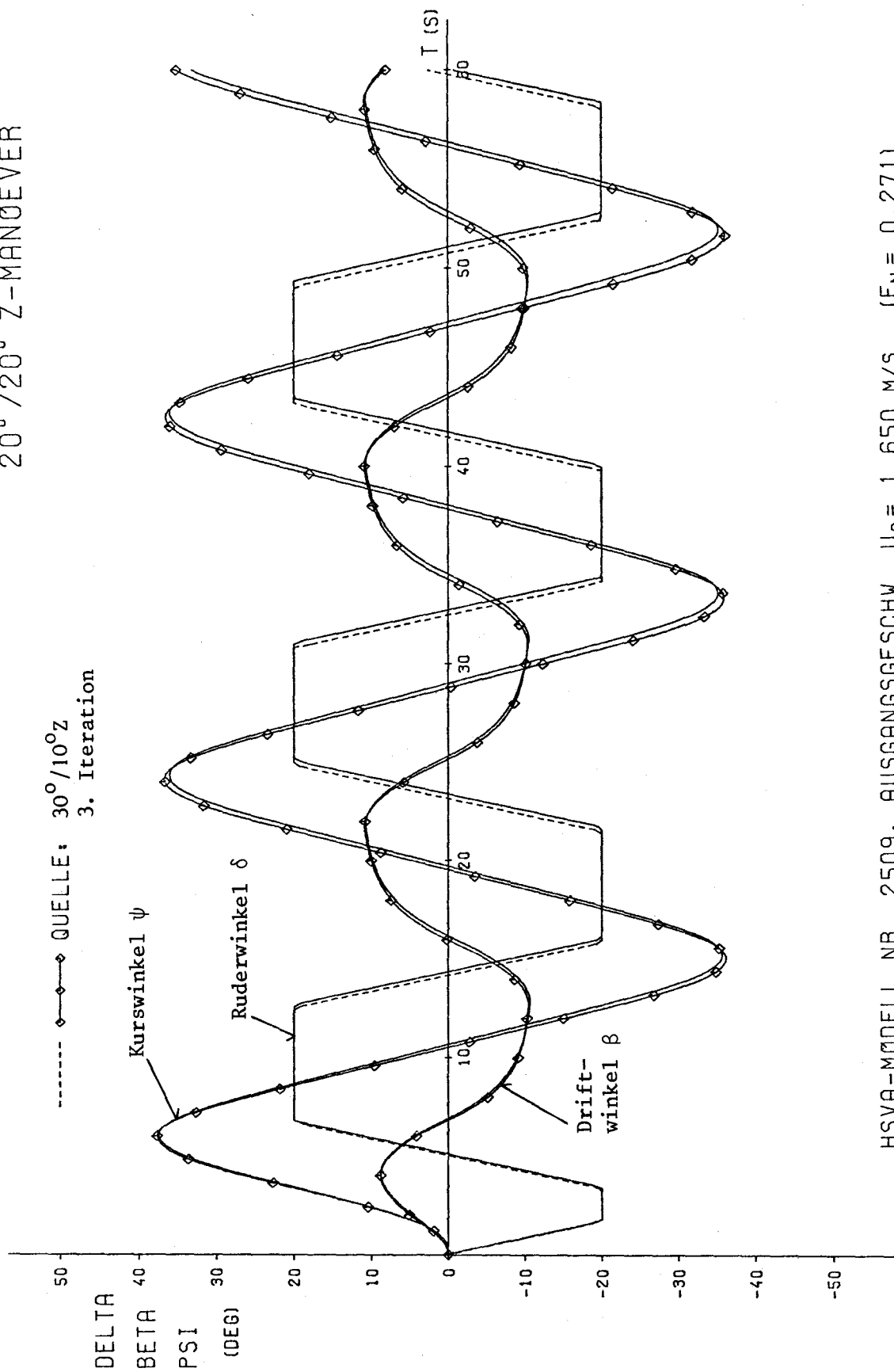
AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.650 \text{ M/S}$

Abb. 9

QUELLE: $30^\circ/10^\circ Z + 20^\circ/20^\circ Z$
0. Iteration

$20^\circ/20^\circ Z$ -MANÖVER

QUELLE: $30^\circ/10^\circ Z$
3. Iteration



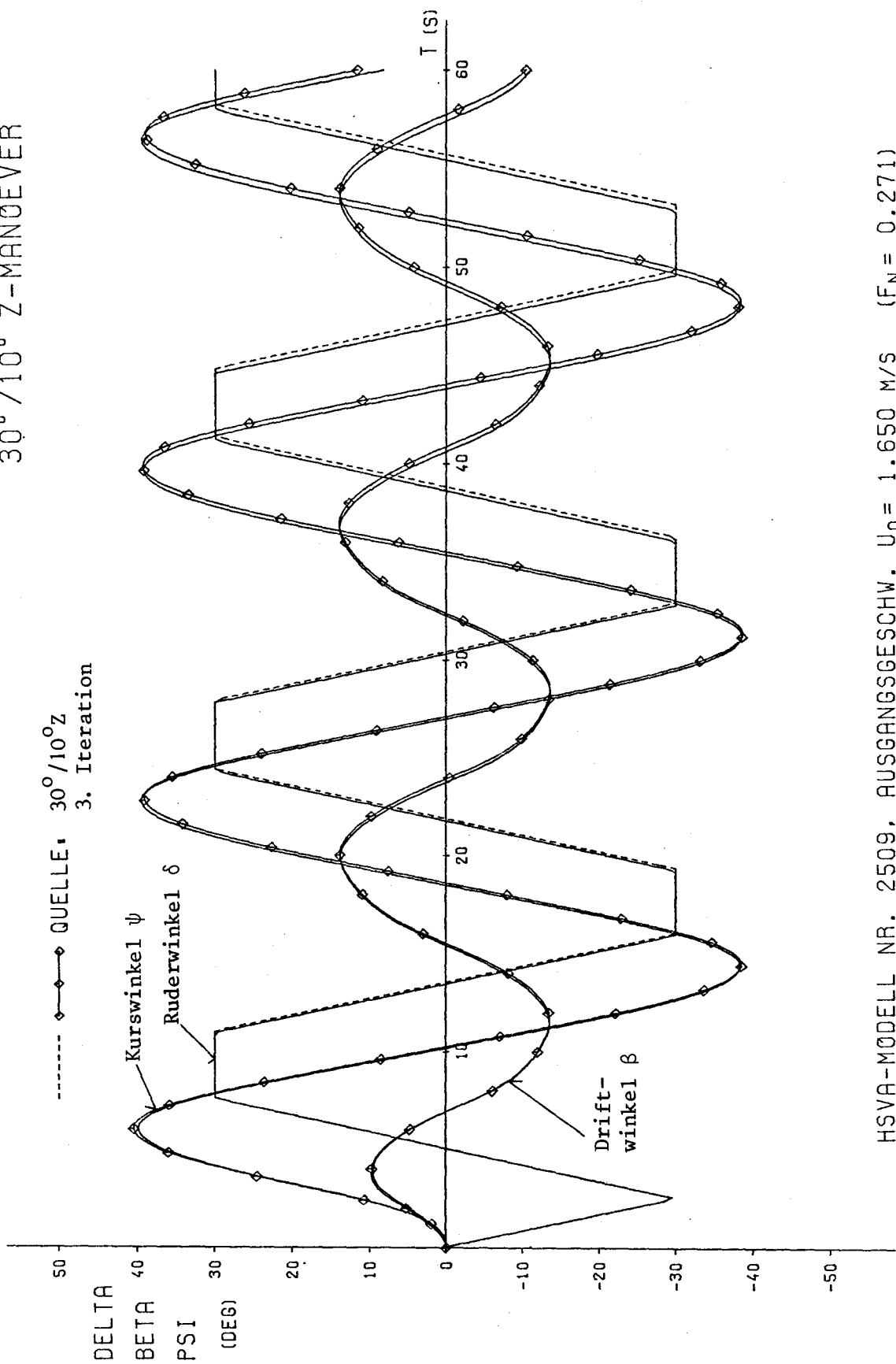
HSVA-MODELL NR. 2509, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.650$ M/S ($F_N = 0.271$)

Abb. 10

QUELLE: $30^\circ/10^\circ Z + 20^\circ/20^\circ Z$
0. Iteration

$30^\circ/10^\circ Z$ -MANÖVER

QUELLE: $30^\circ/10^\circ Z$
3. Iteration

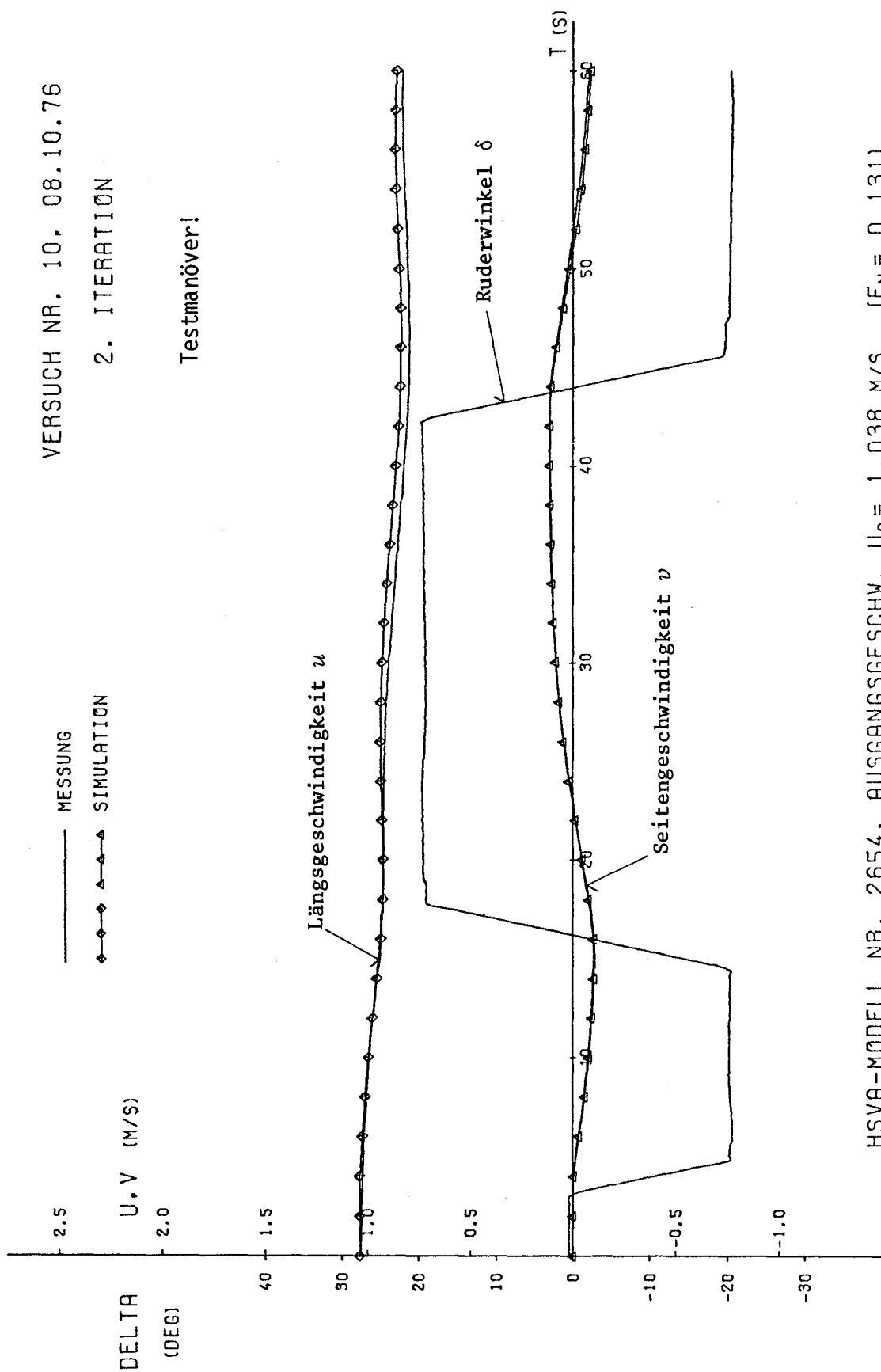


HSVA-MODELL NR. 2509, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.650$ M/S ($F_N = 0.271$)

VERSUCH NR. 10, 08.10.76

2. ITERATION

Testmanöver!

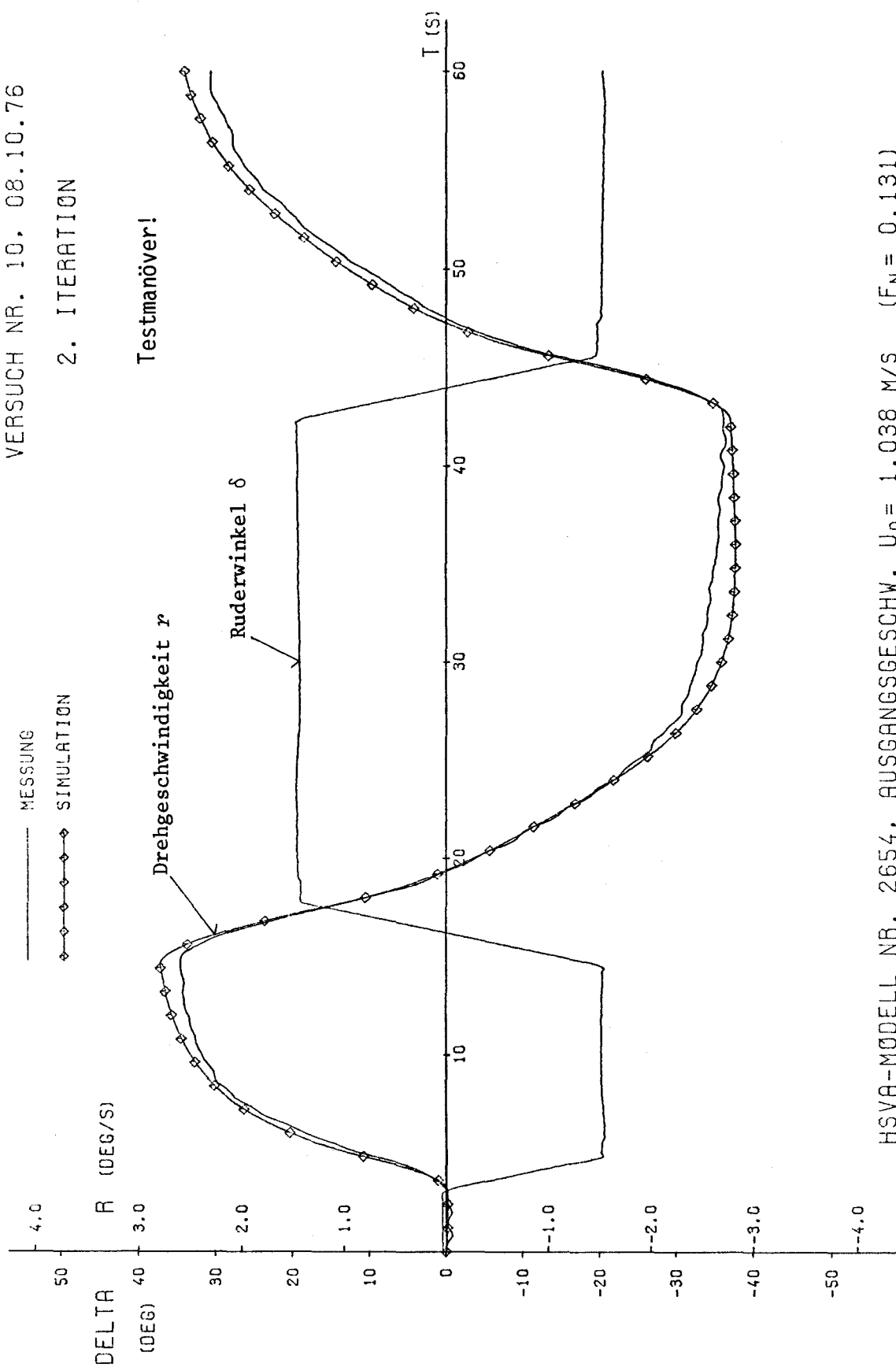


HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.038$ M/S ($F_N = 0.131$)

Abb. 12a

VERSUCH NR. 10. 08.10.76

2. ITERATION



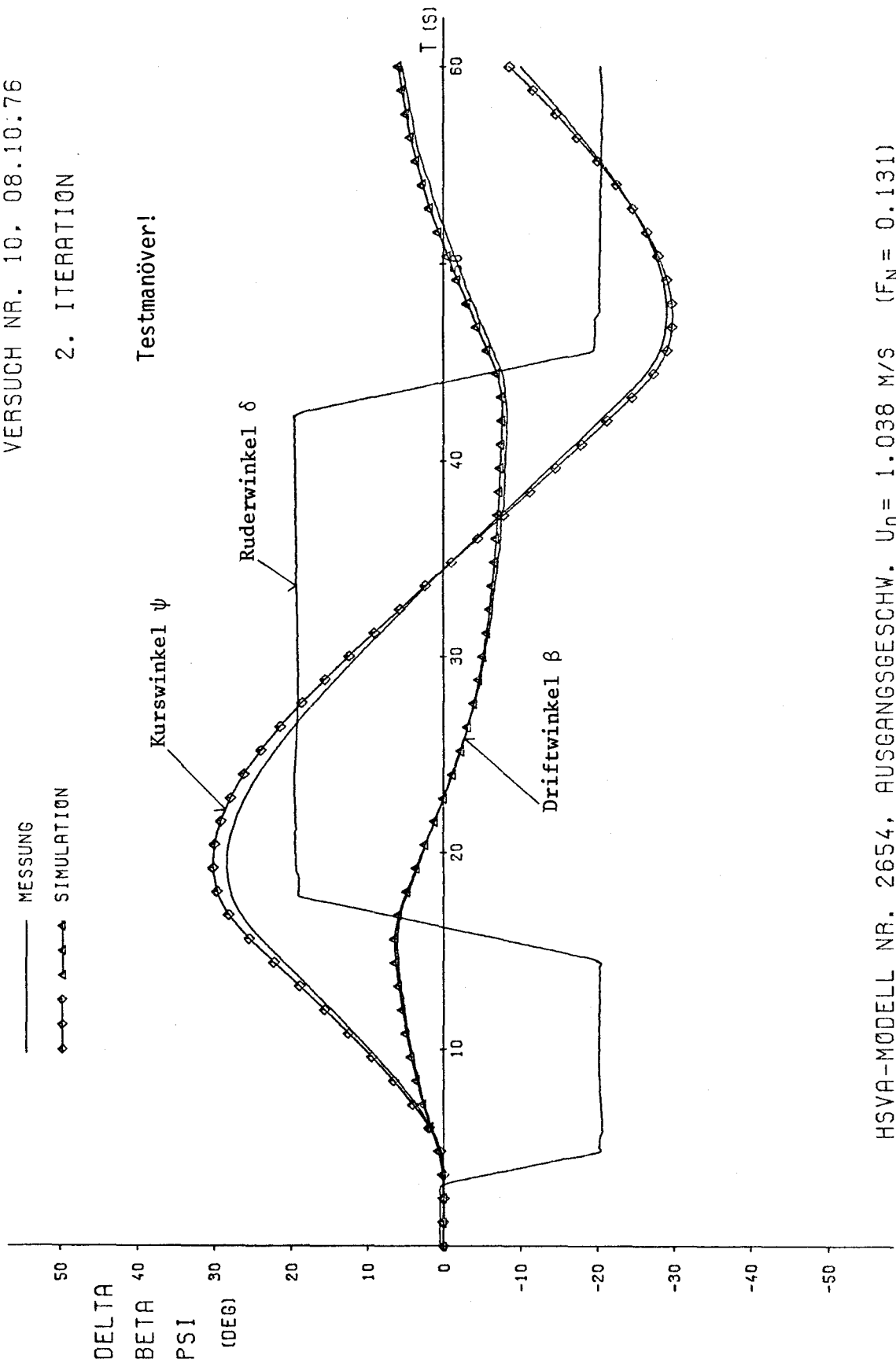
HSVA-MODELL NR. 2654. AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.038$ M/S ($F_N = 0.131$)

Abb. 12b

VERSUCH NR. 10, 08.10.76

2. ITERATION

Testmanöver!



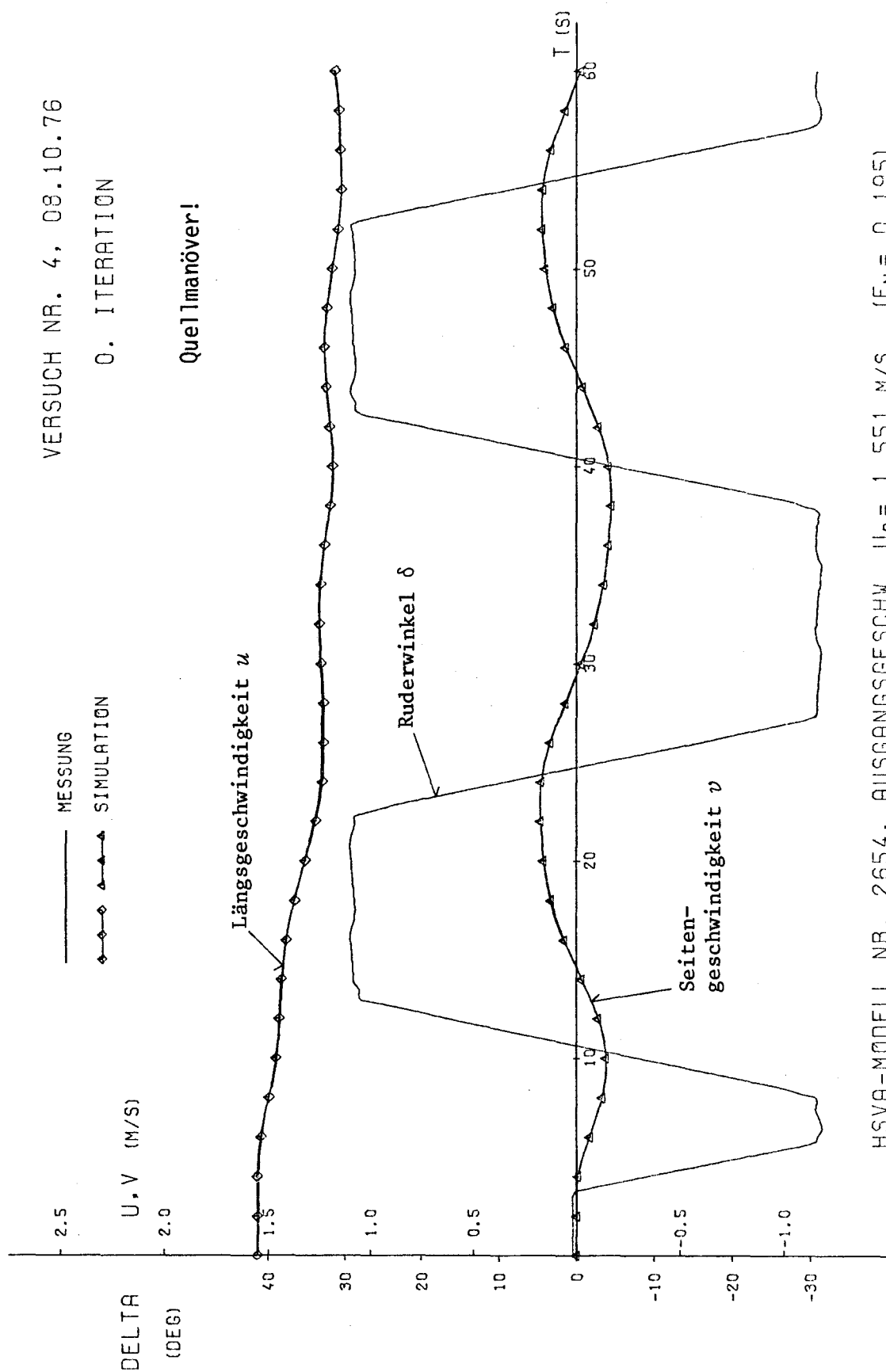
HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.038$ M/S ($F_N = 0.131$)

Abb. 12c

VERSUCH NR. 4, 08.10.76

0. ITERATION

Quellmanöver!

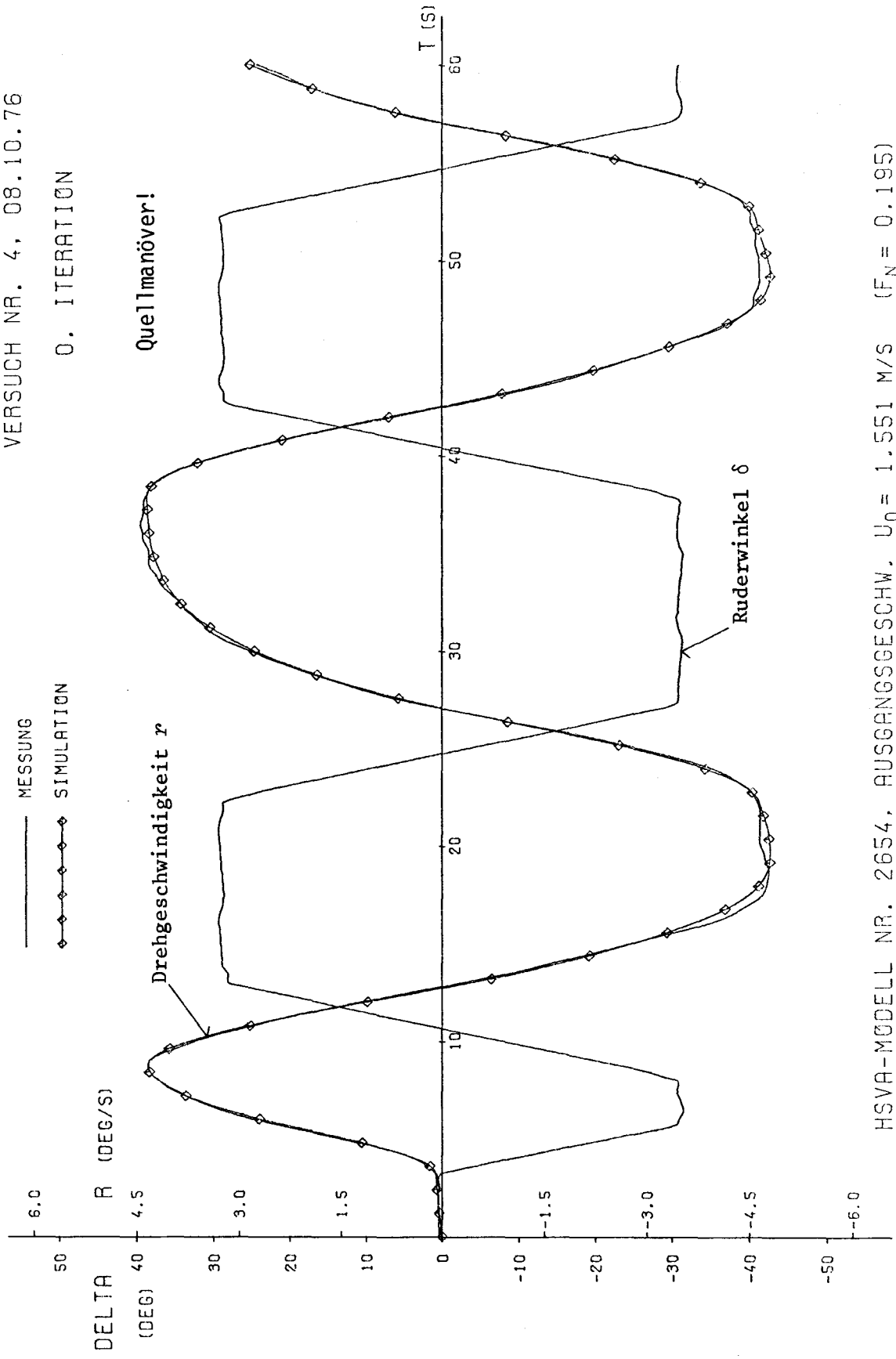


HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.551$ M/S ($F_N = 0.195$)

Abb. 13a

VERSUCH NR. 4, 08.10.76

0. ITERATION



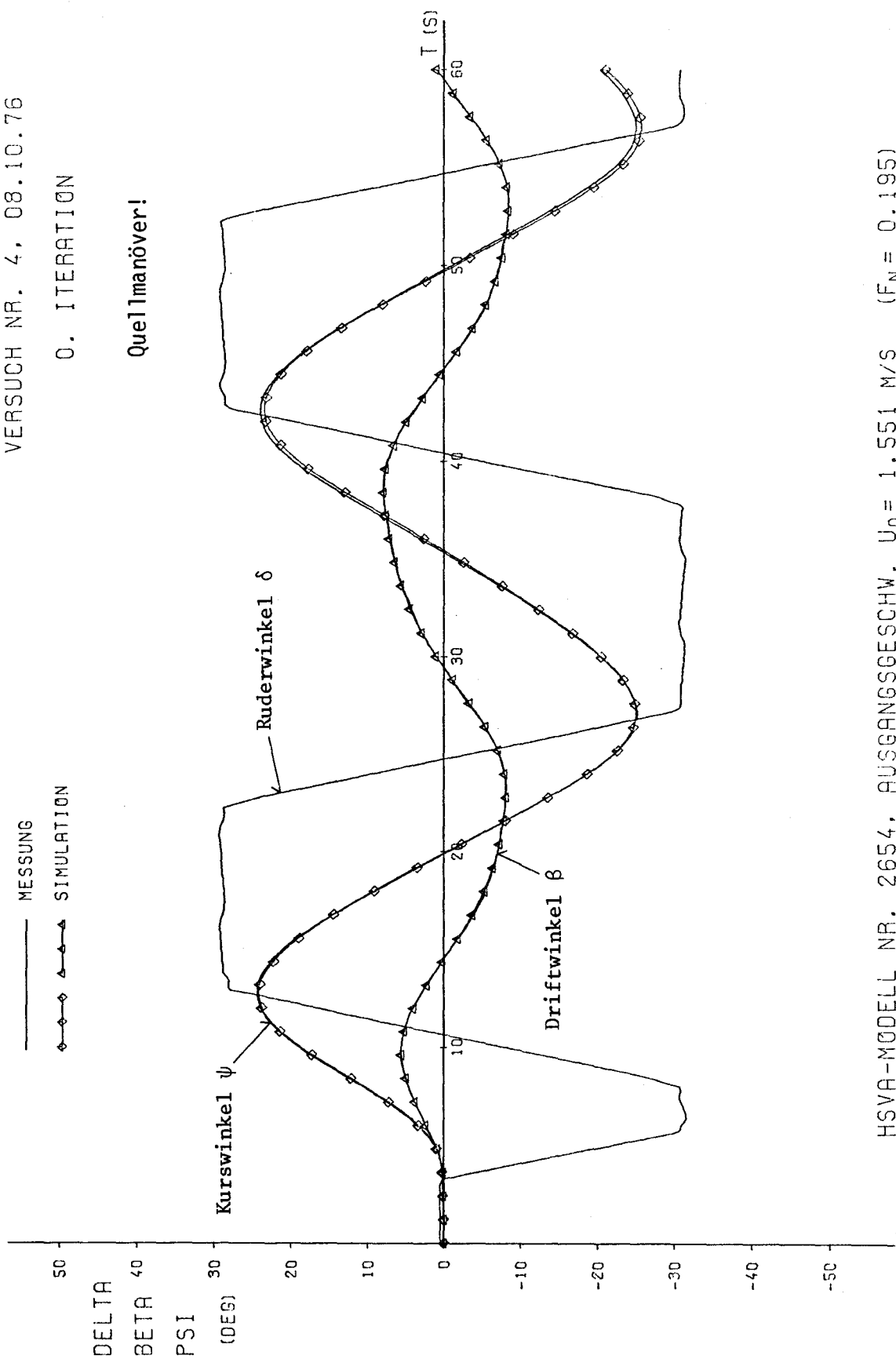
HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.551$ M/S ($F_N = 0.195$)

Abb. 13b

VERSUCH NR. 4, 08.10.76

0. ITERATION

Quellmanöver!



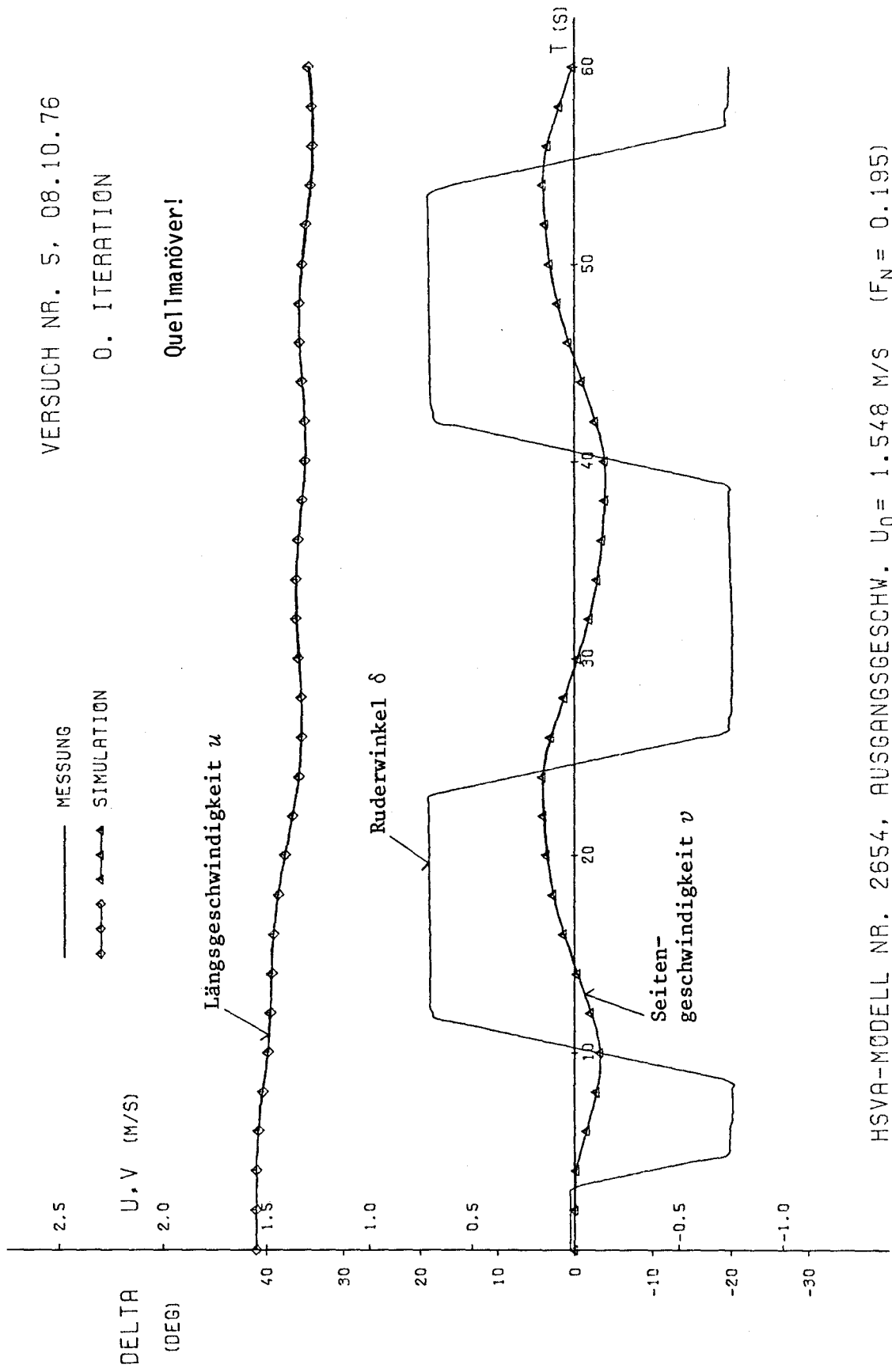
HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.551$ M/S ($F_N = 0.195$)

Abb. 13c

VERSUCH NR. 5, 08.10.76

0. ITERATION

Quellmanöver!



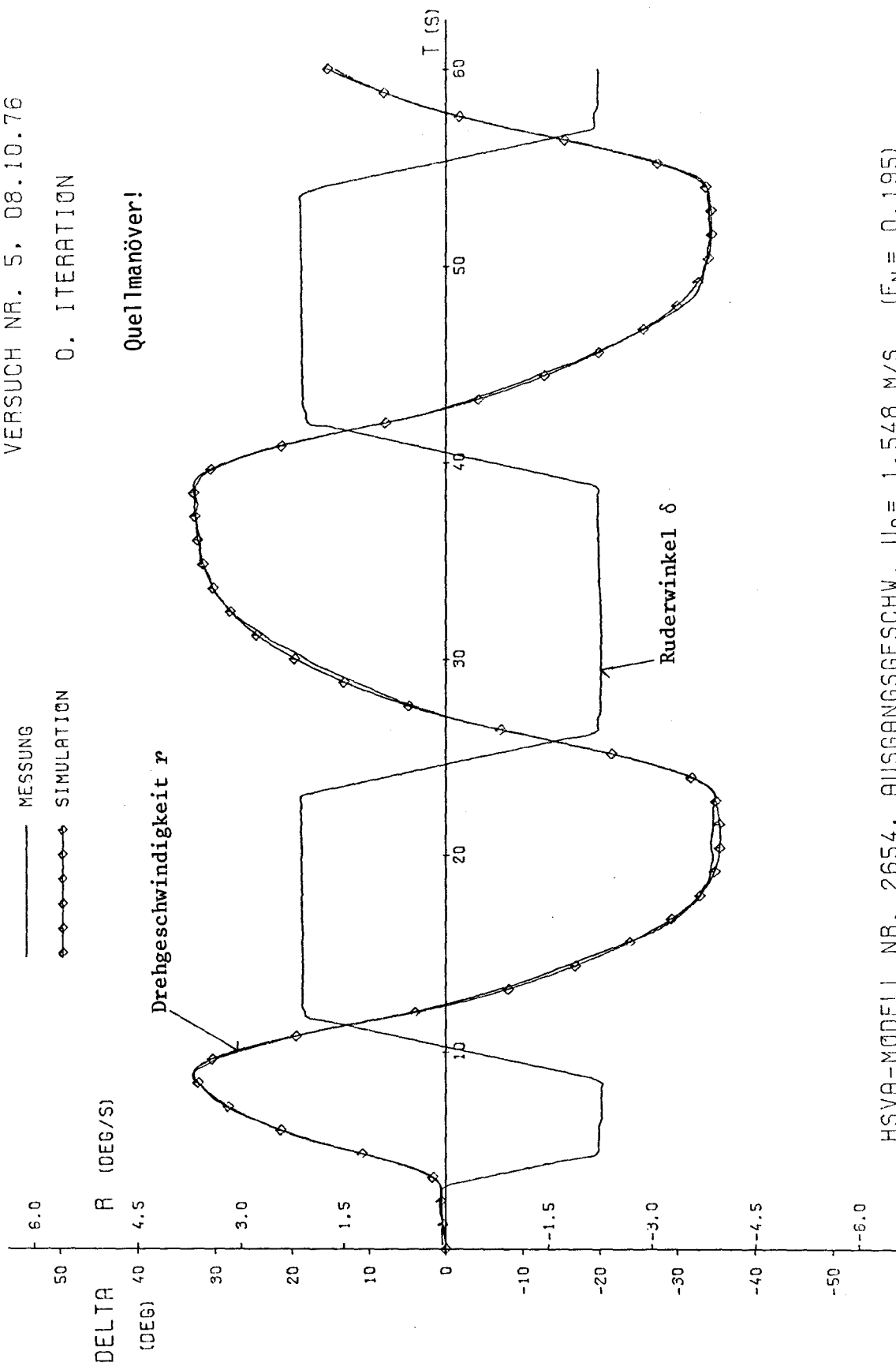
HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.548$ M/S ($F_N = 0.195$)

Abb. 14a

VERSUCH NR. 5, 08.10.76

0. ITERATION

Quellmanöver!



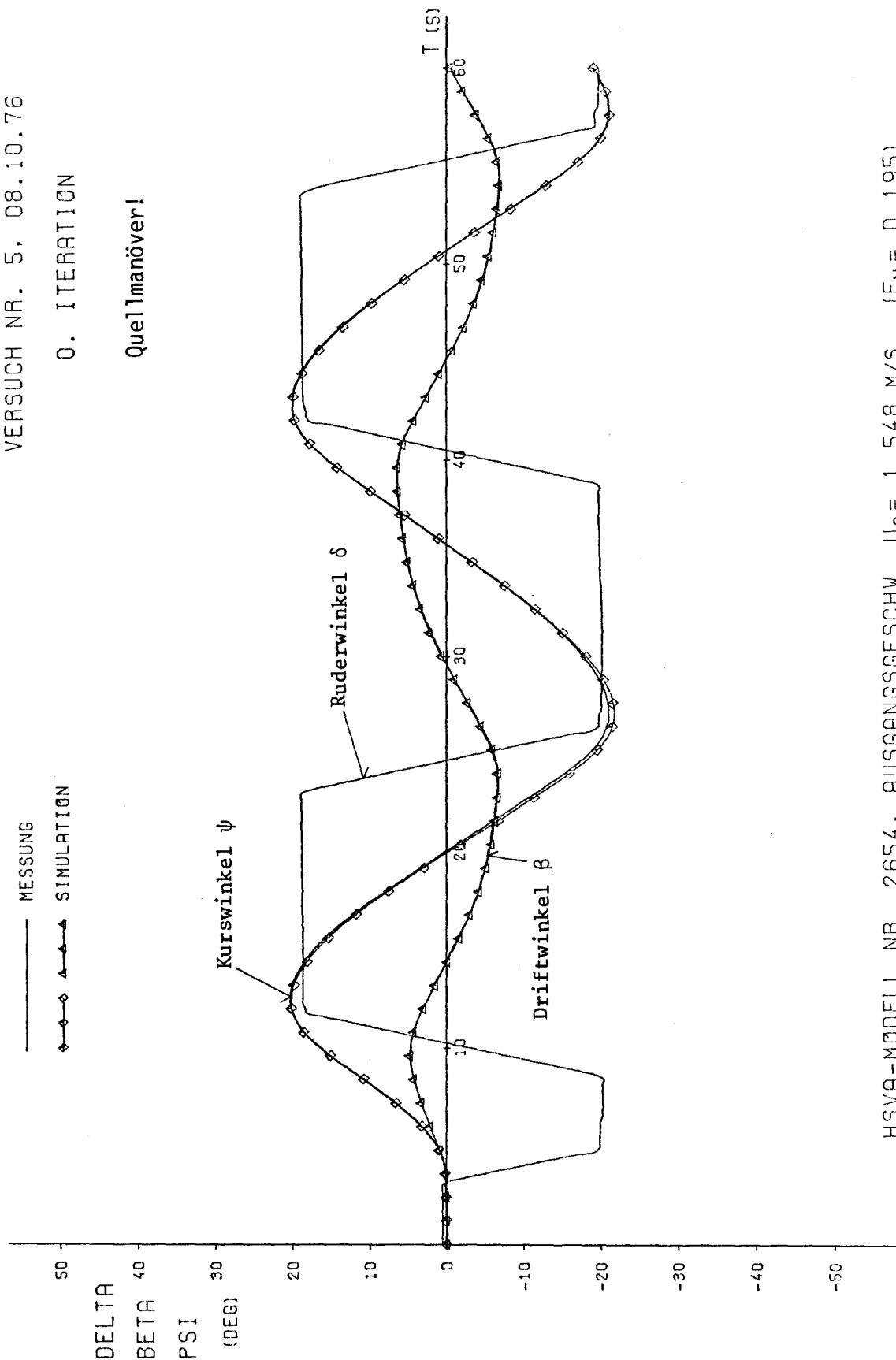
HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.548$ M/S ($F_N = 0.195$)

Abb. 14b

VERSUCH NR. 5. 08.10.76

0. ITERATION

Quellmanöver!



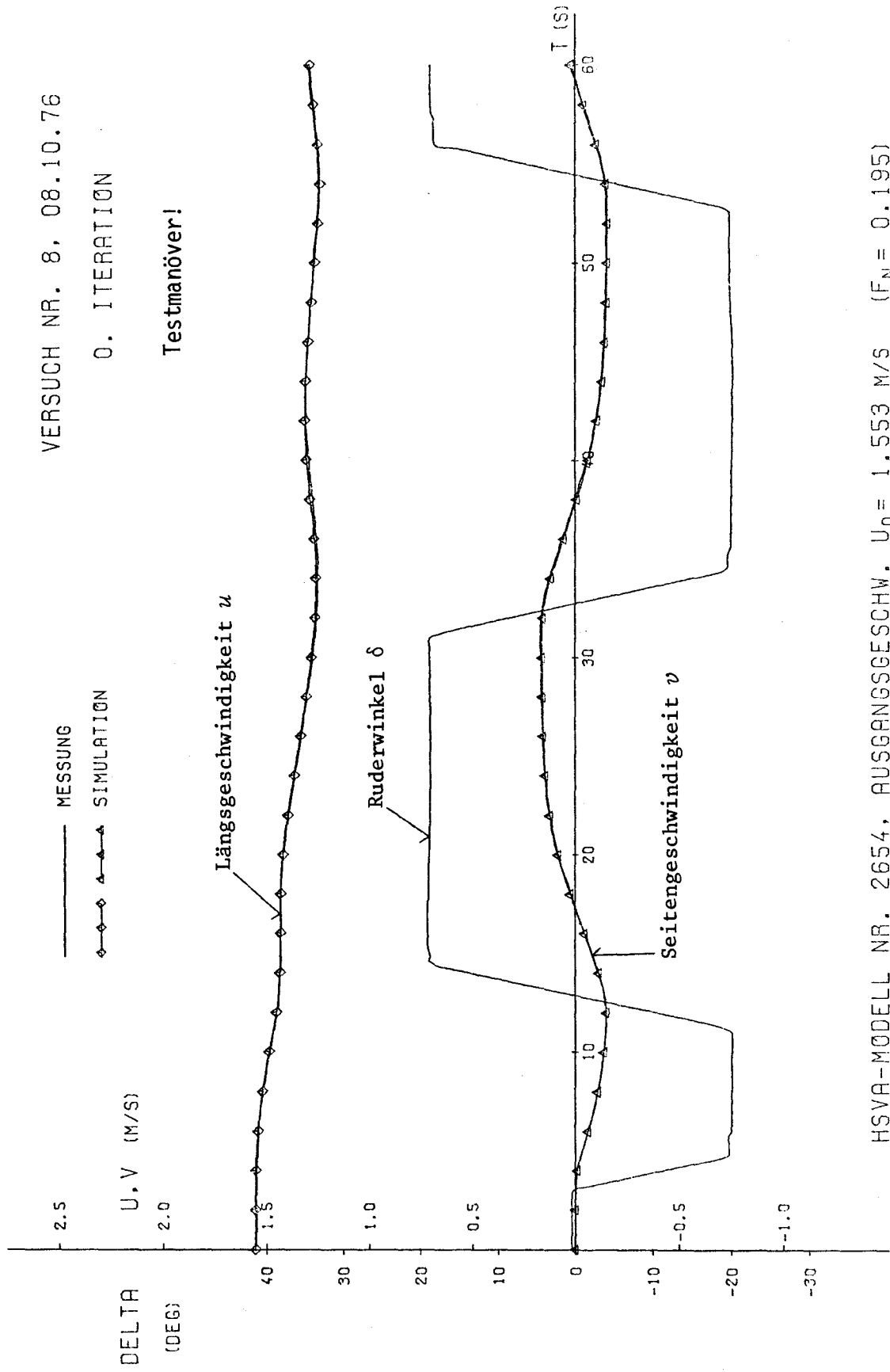
HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.548$ M/S ($F_N = 0.195$)

Abb. 14c

VERSUCH NR. 8, 08.10.76

0. ITERATION

Testmanöver!

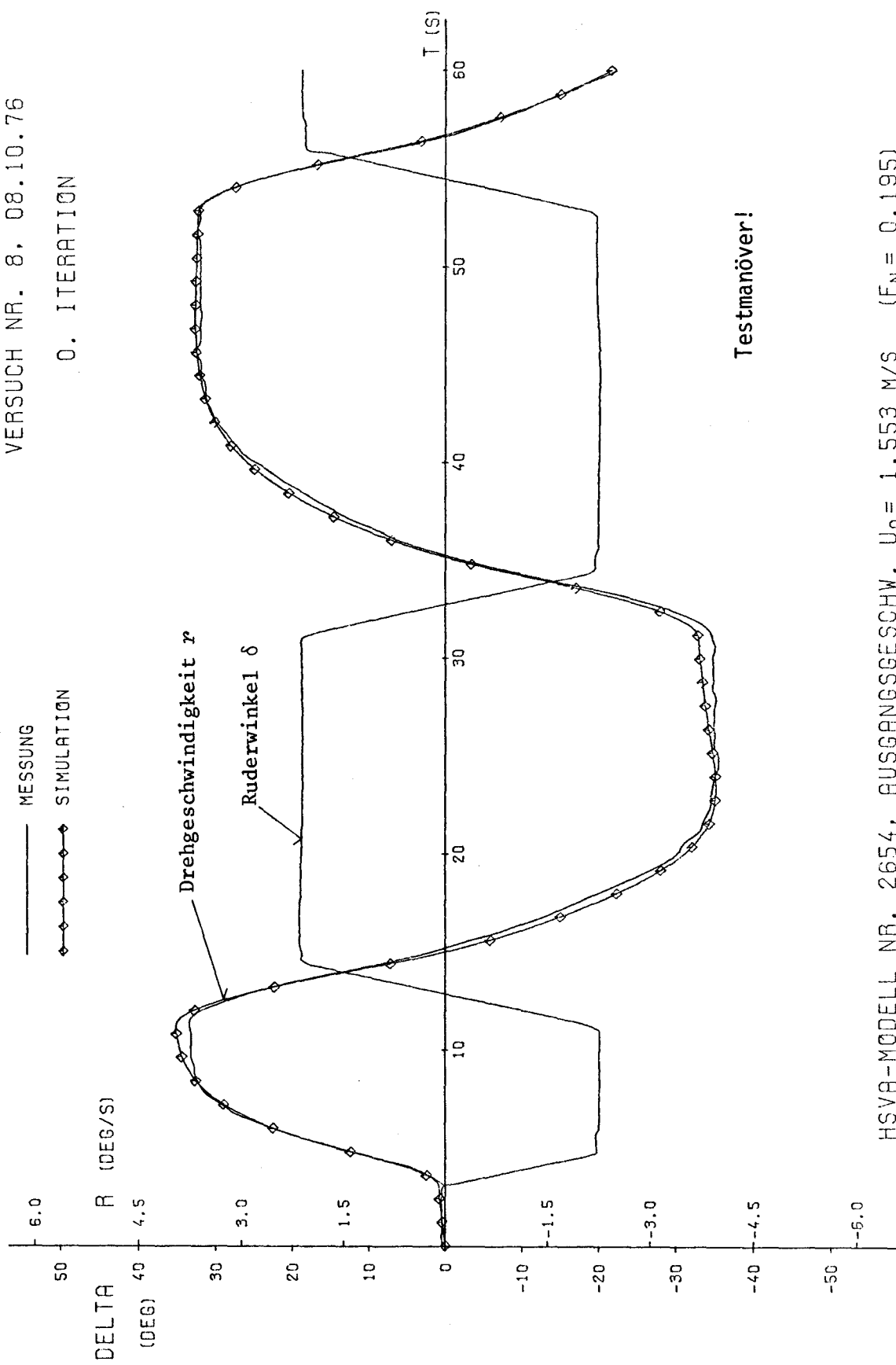


HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.553$ M/S ($F_N = 0.195$)

Abb. 15a

VERSUCH NR. 8. 08.10.76

0. ITERATION

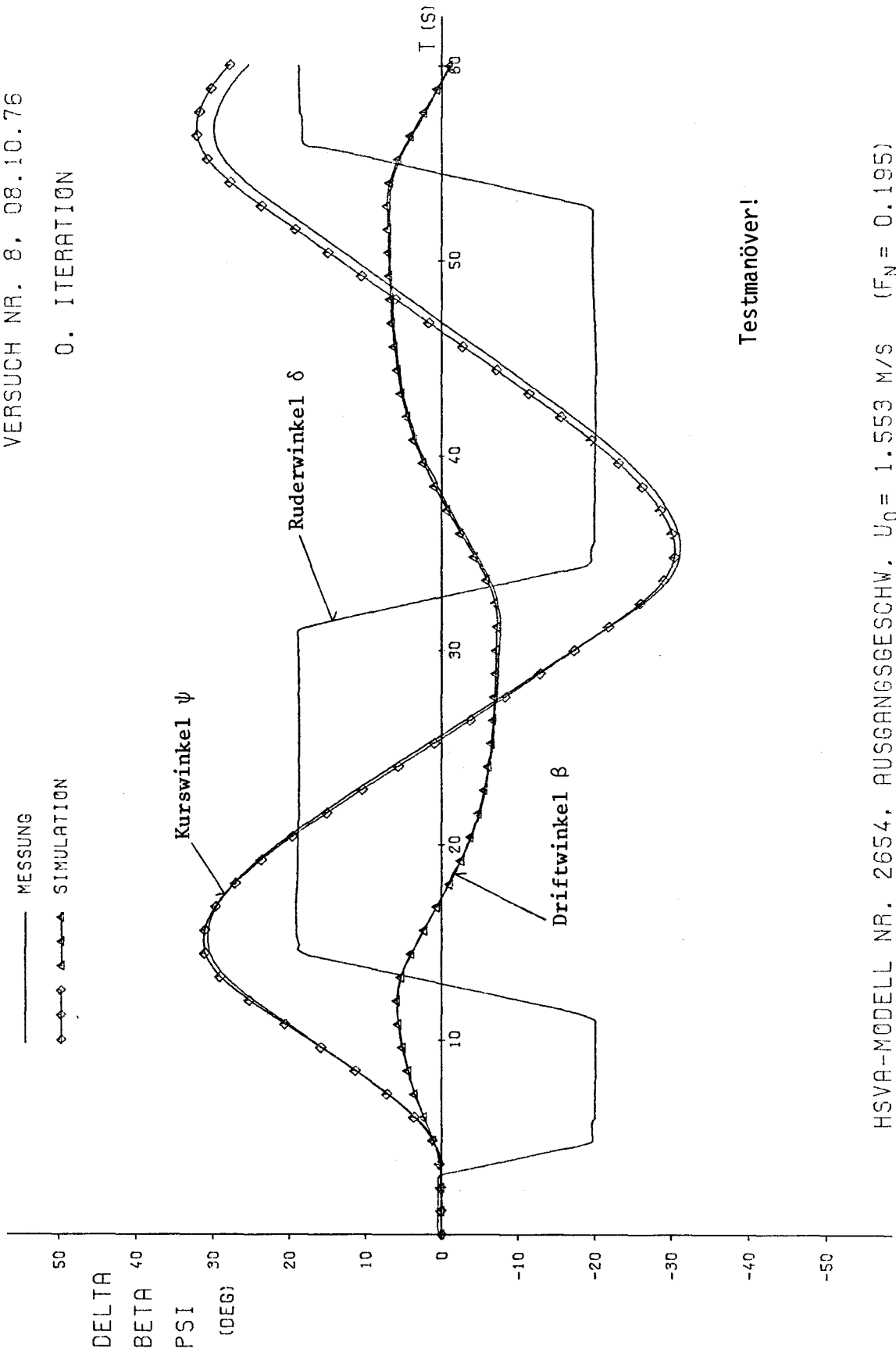


HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.553$ M/S ($F_N = 0.195$)

Abb. 15b

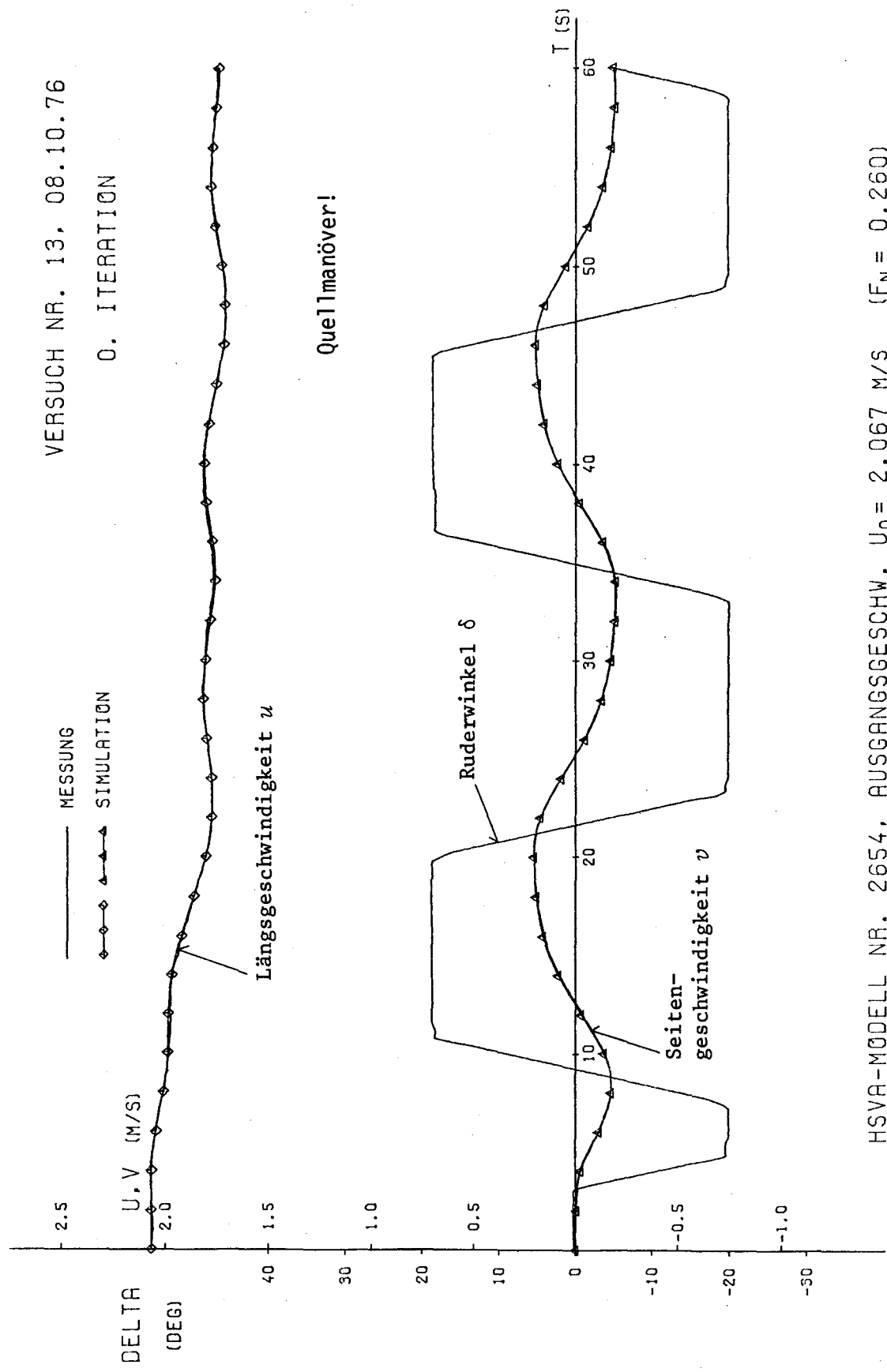
VERSUCH NR. 8, 08.10.76

0. ITERATION



HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.553$ M/S ($F_N = 0.195$)

Abb. 15c

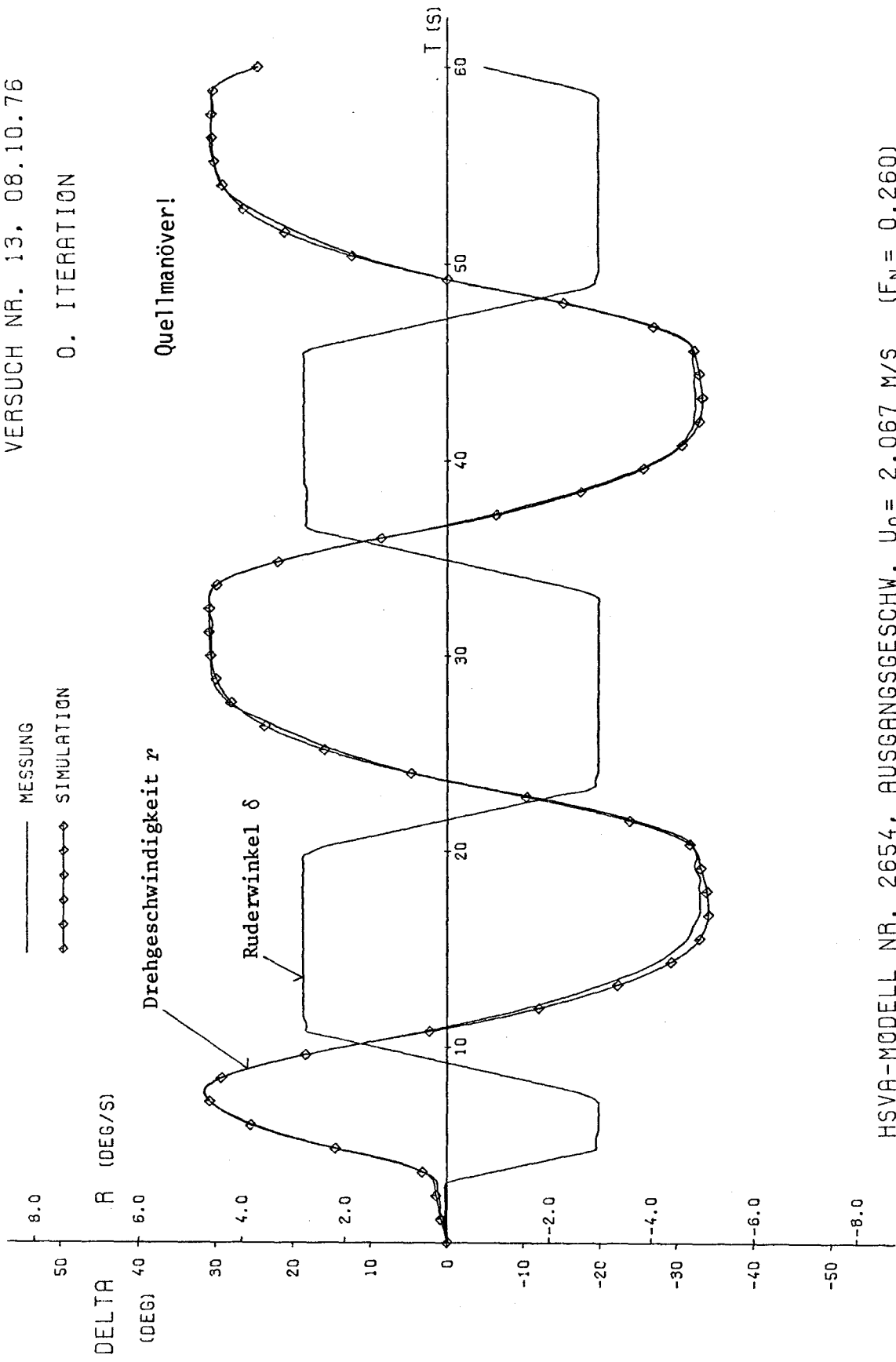


HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 2.067$ M/S ($F_N = 0.260$)

Abb. 16a

VERSUCH NR. 13, 08.10.76

0. ITERATION



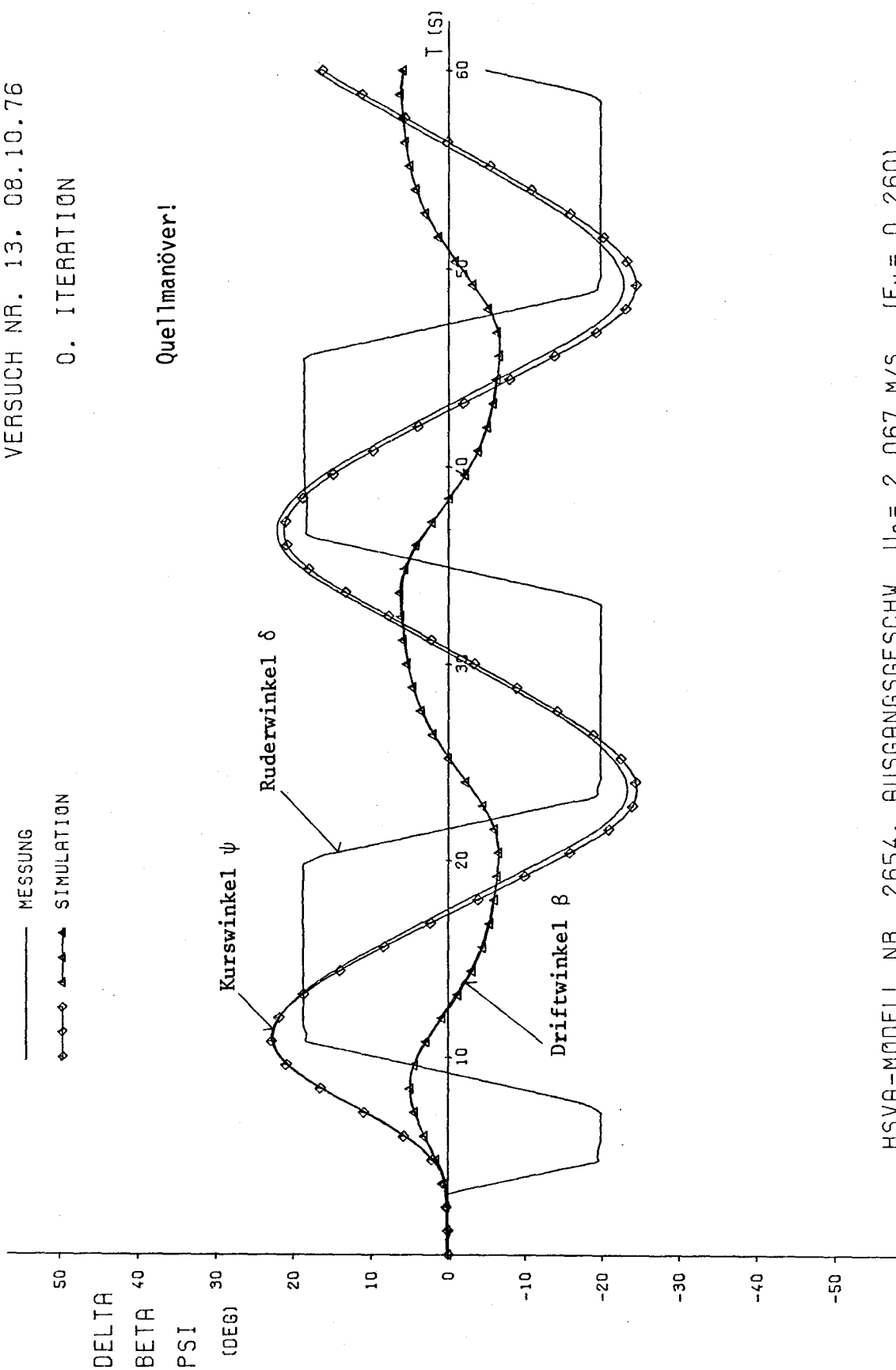
HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 2.067$ M/S ($F_N = 0.260$)

Abb. 16b

VERSUCH NR. 13. 08.10.76

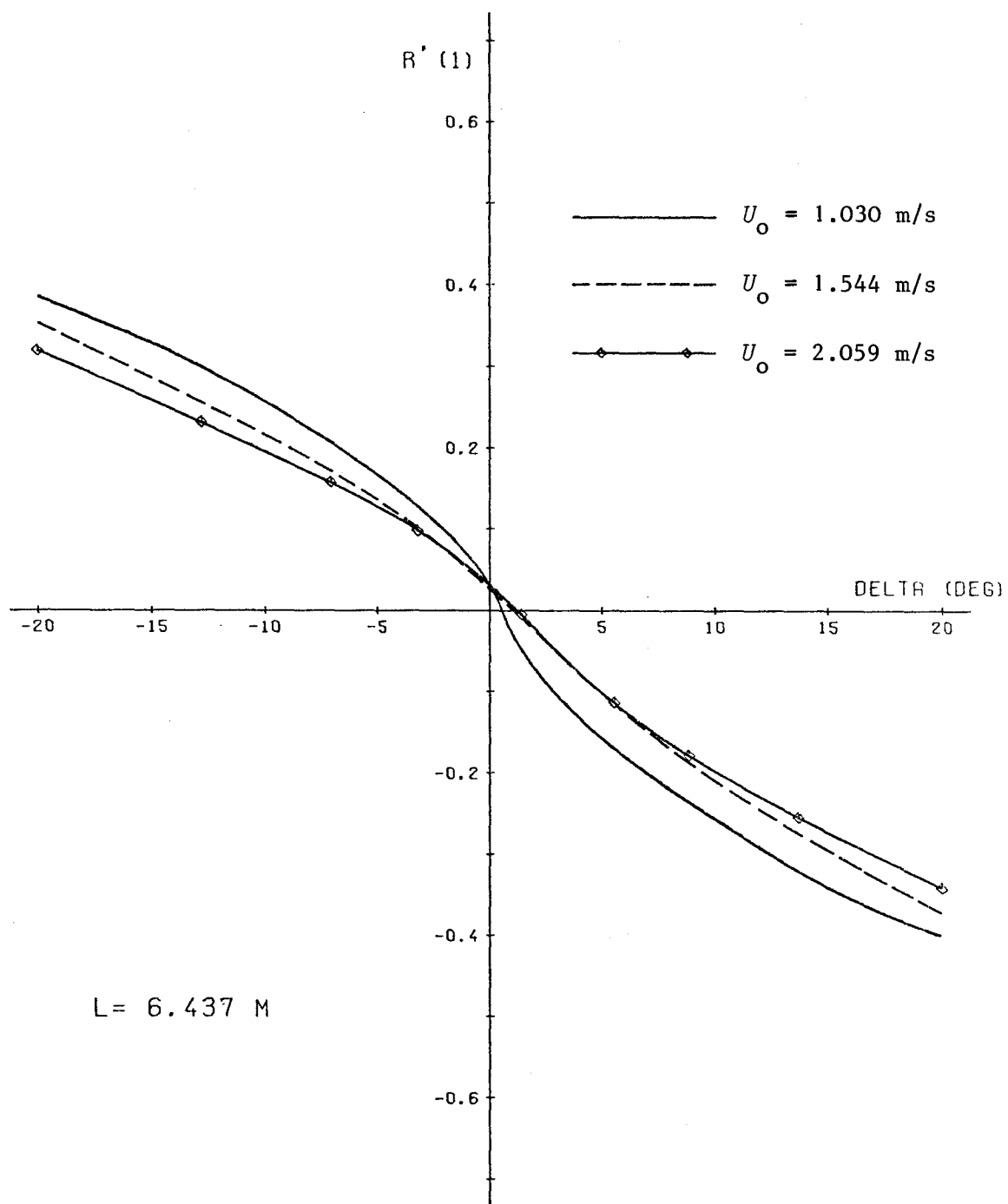
0. ITERATION

Quellmanöver!



HSVA-MODELL NR. 2654, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 2.067$ M/S ($F_N = 0.260$)

Abb. 16c



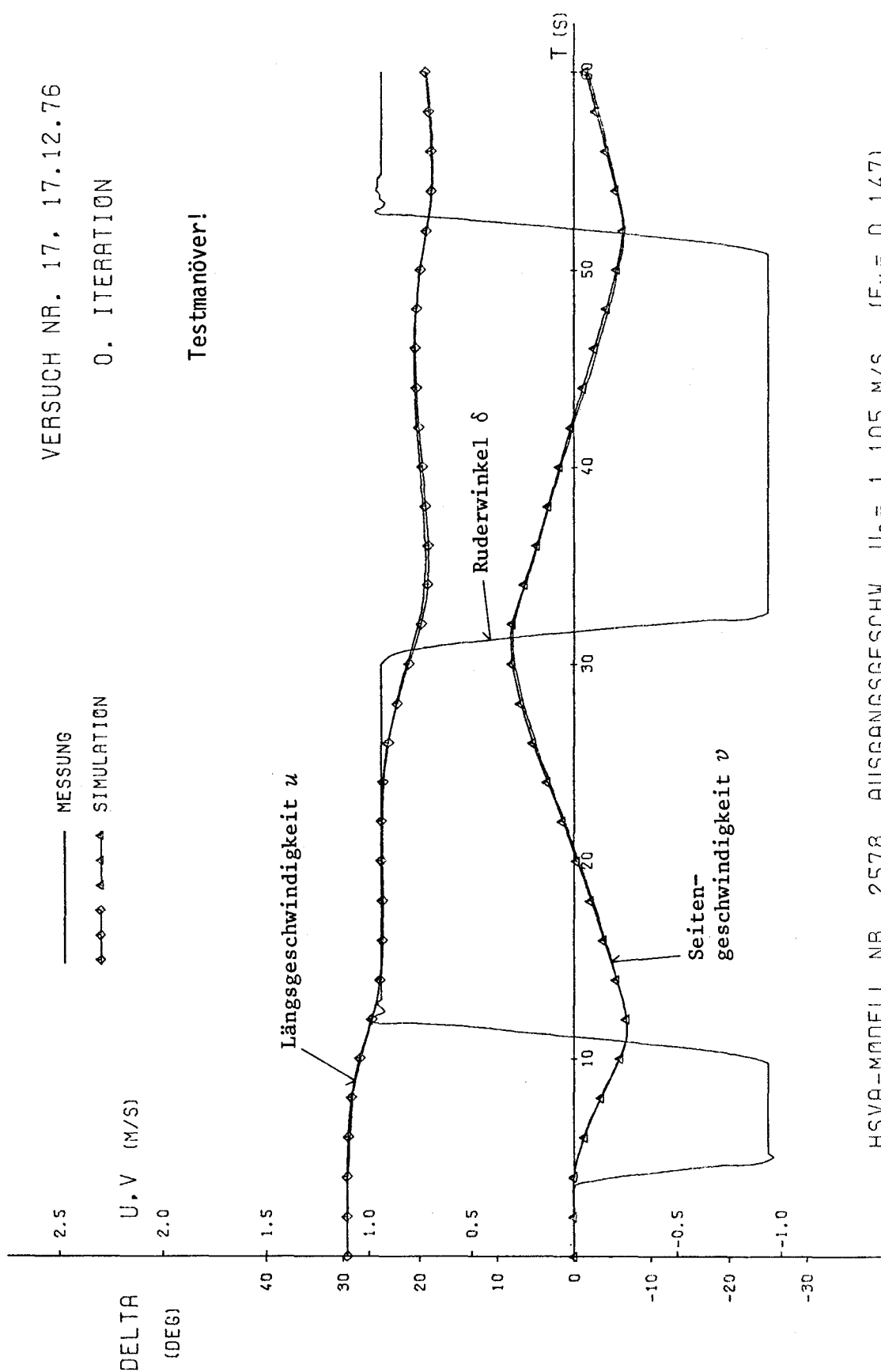
HSVA-MODELL NR. 2654 (MARINER)

Abb. 17

VERSUCH NR. 17, 17.12.76

0. ITERATION

Testmanöver!

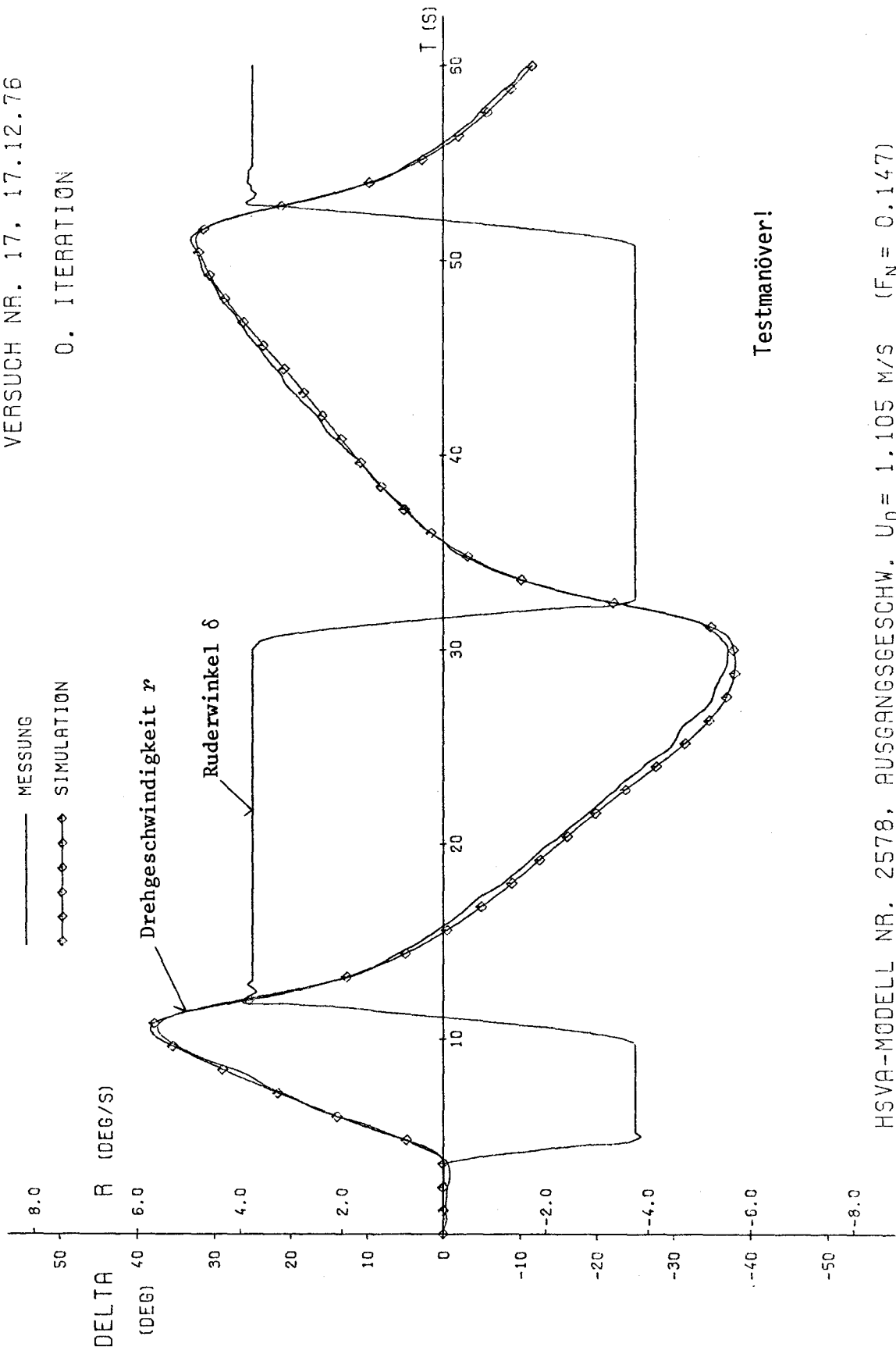


HSVA-MODELL NR. 2578, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.105$ M/S ($F_N = 0.147$)

Abb. 18a

VERSUCH NR. 17. 17.12.76

0. ITERATION

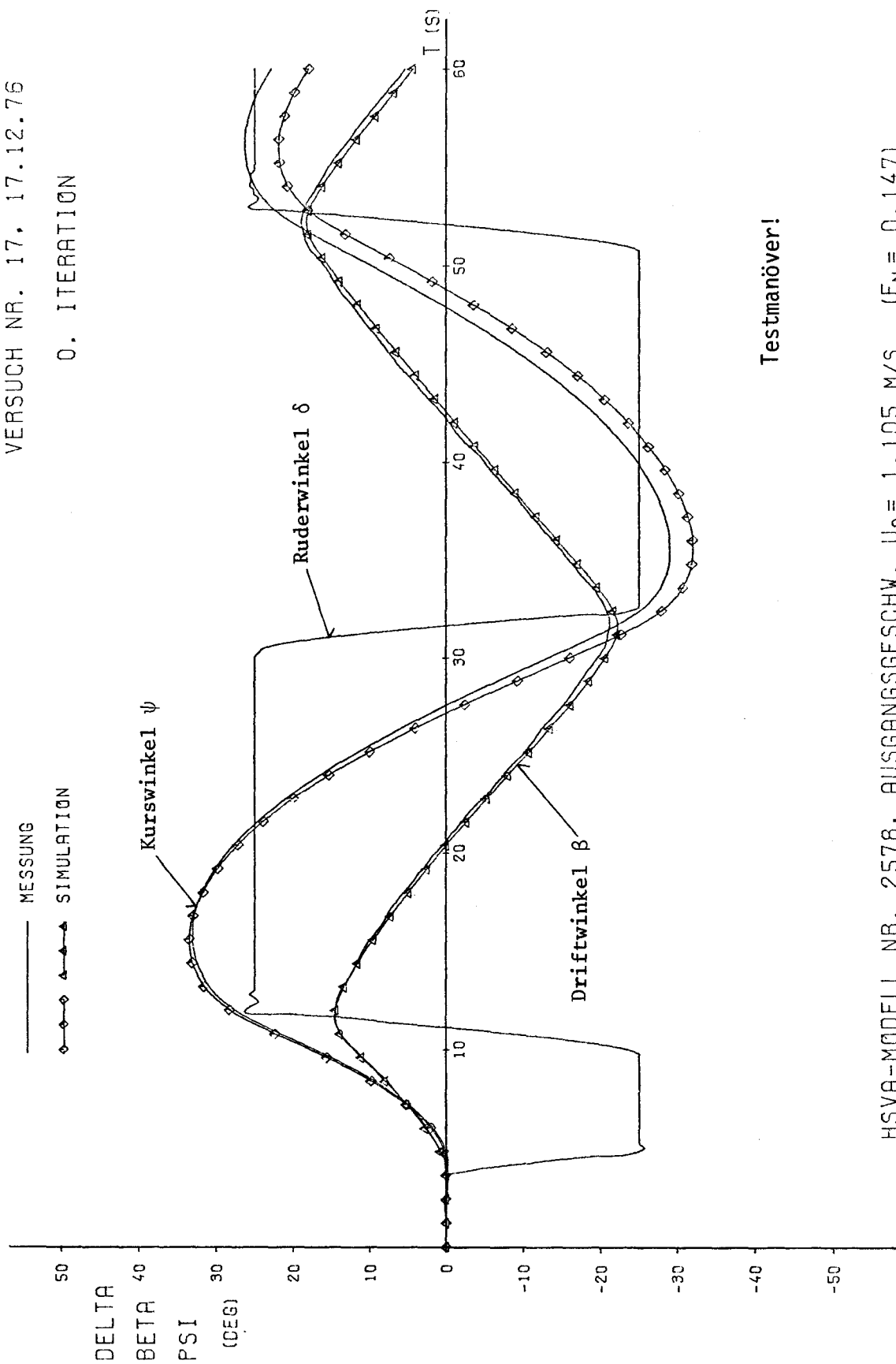


HSV-MODELL NR. 2578, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.105$ M/S ($F_N = 0.147$)

Abb. 18b

VERSUCH NR. 17, 17.12.76

0. ITERATION



HSVA-MODELL NR. 2578, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.105$ M/S ($F_N = 0.147$)

Abb. 18c

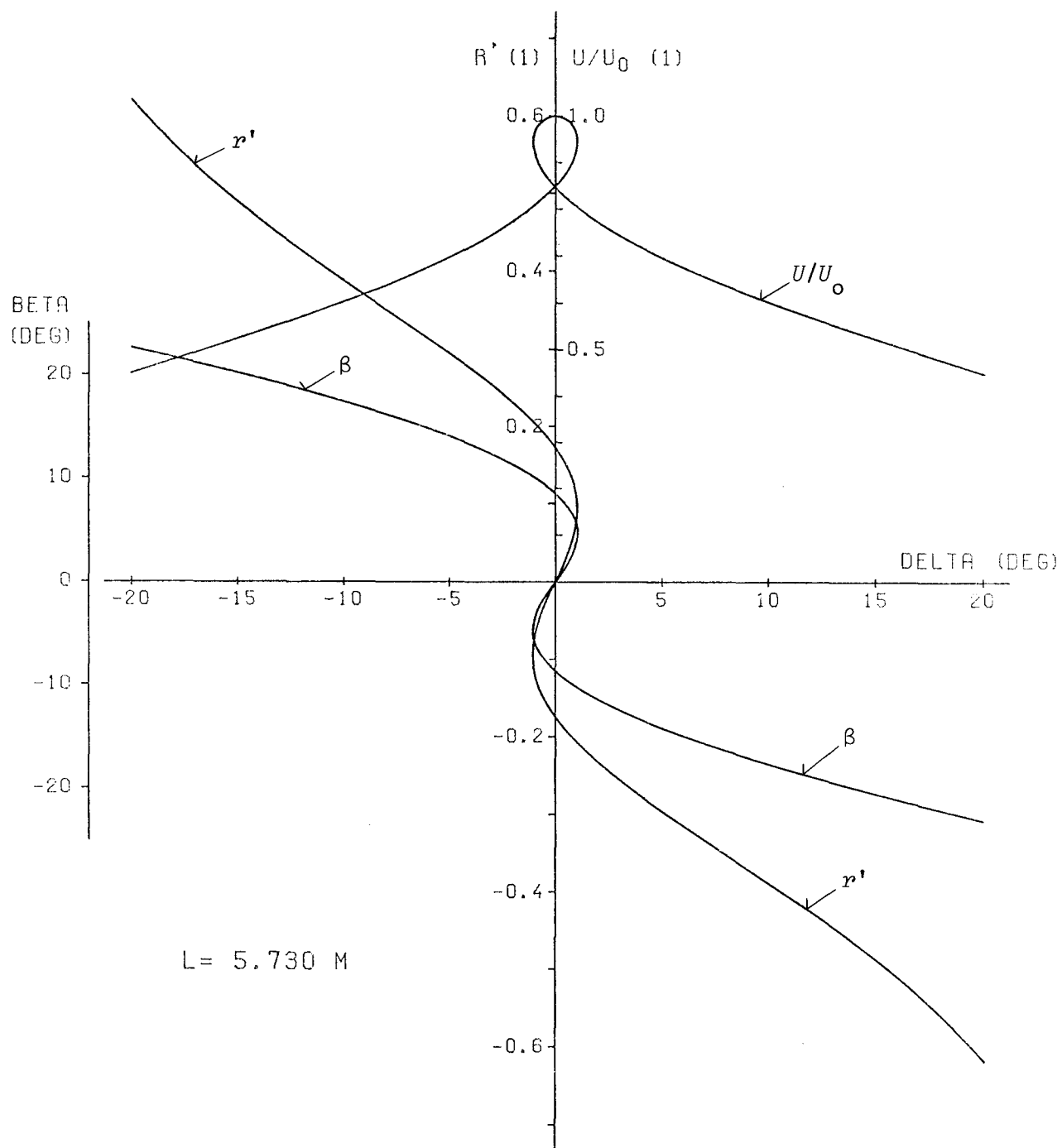
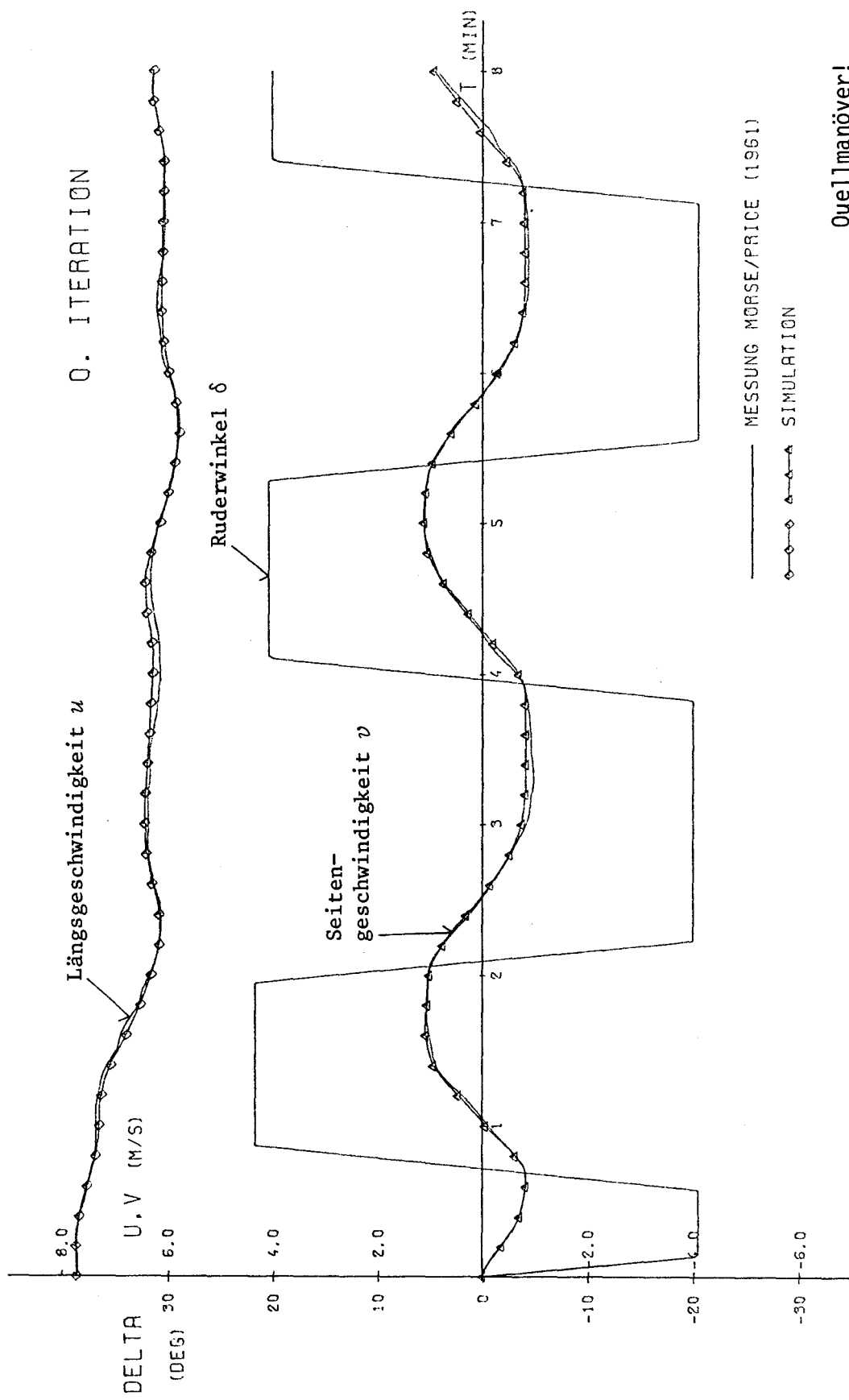


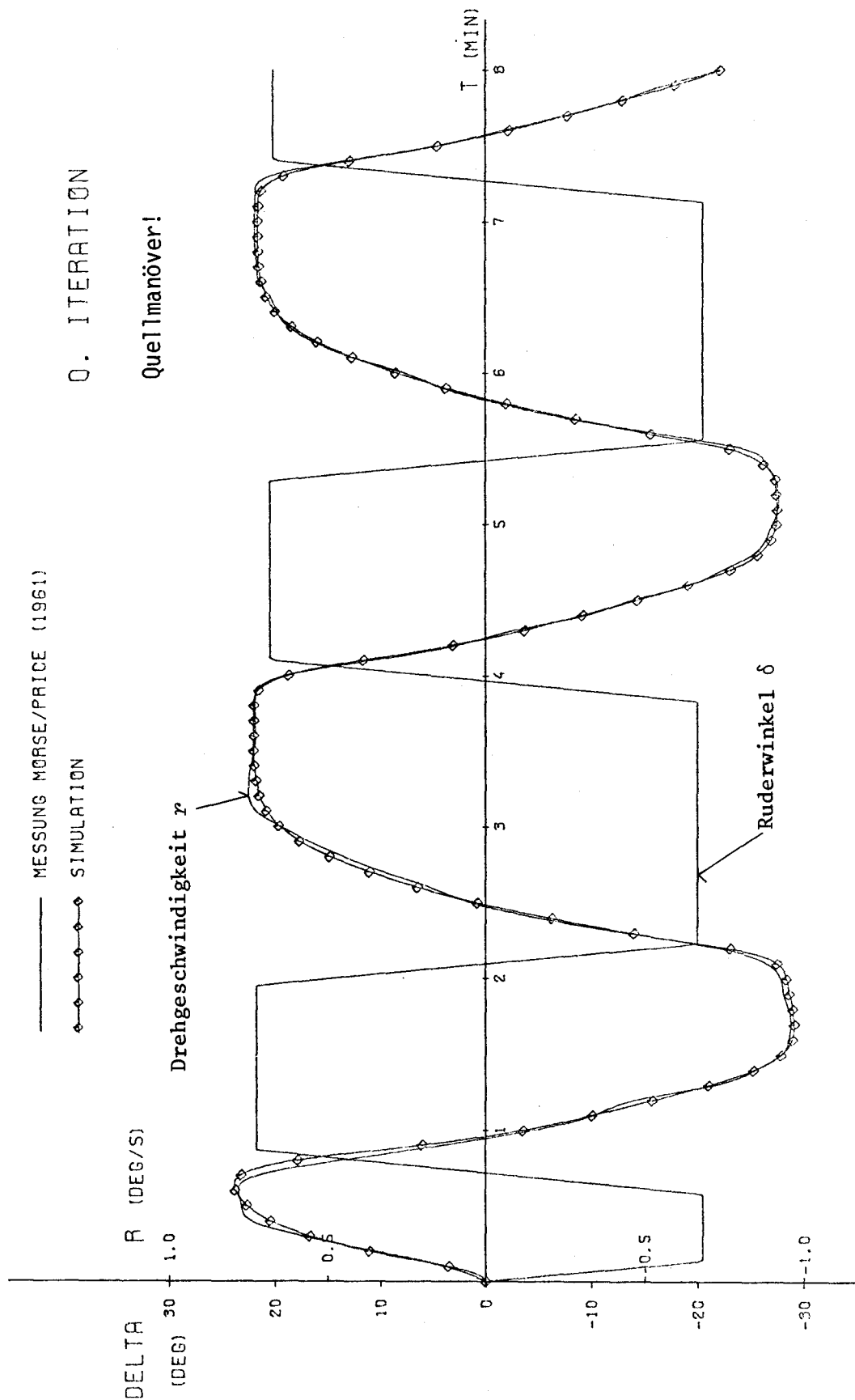
Abb. 19



Quelle Manöver!

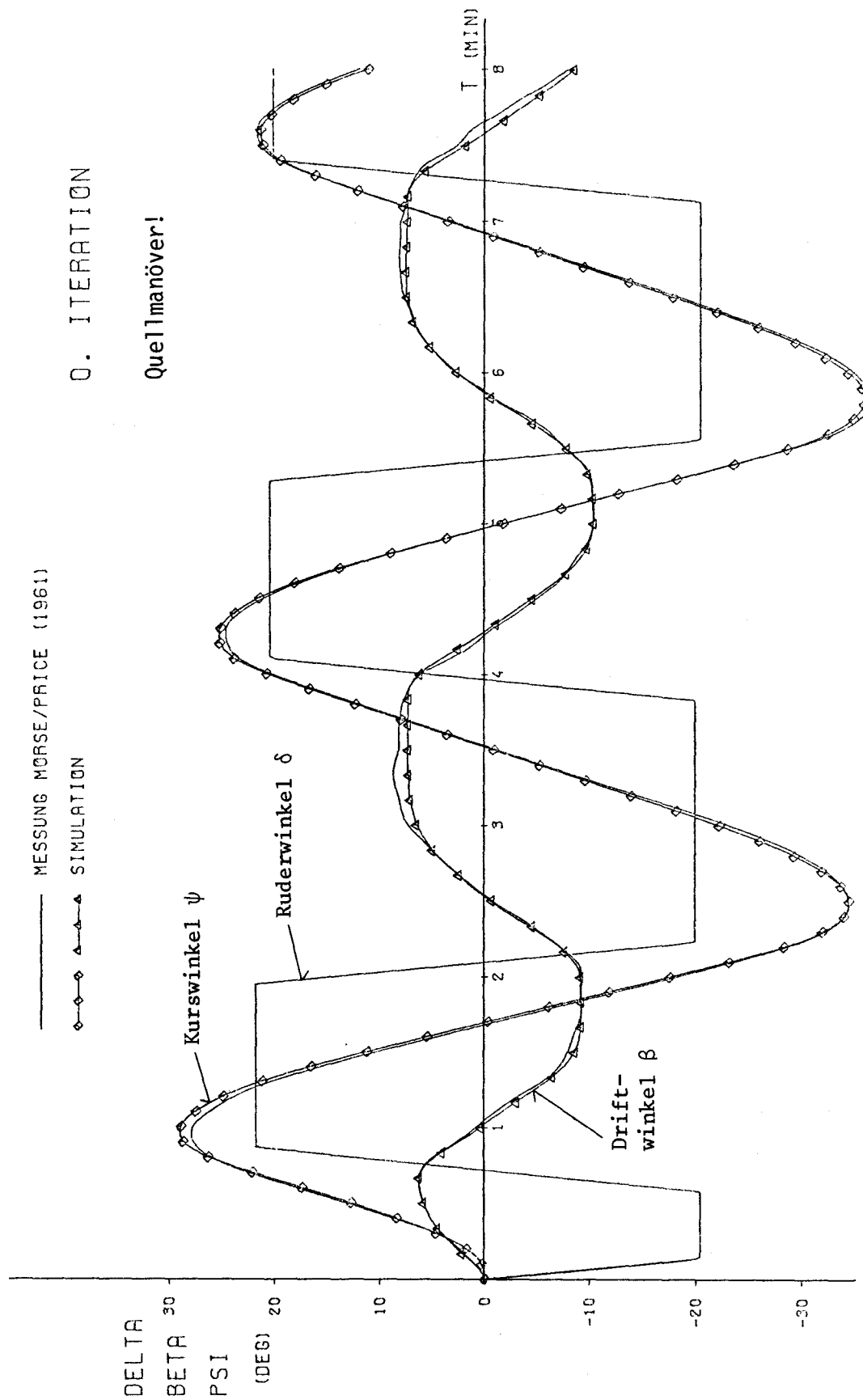
USS "COMPASS ISLAND", AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 15.0$ KN ($F_N = 0.194$)

Abb. 20a



USS "COMPASS ISLAND", AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 15.0$ KN ($F_N = 0.194$)

Abb. 20b

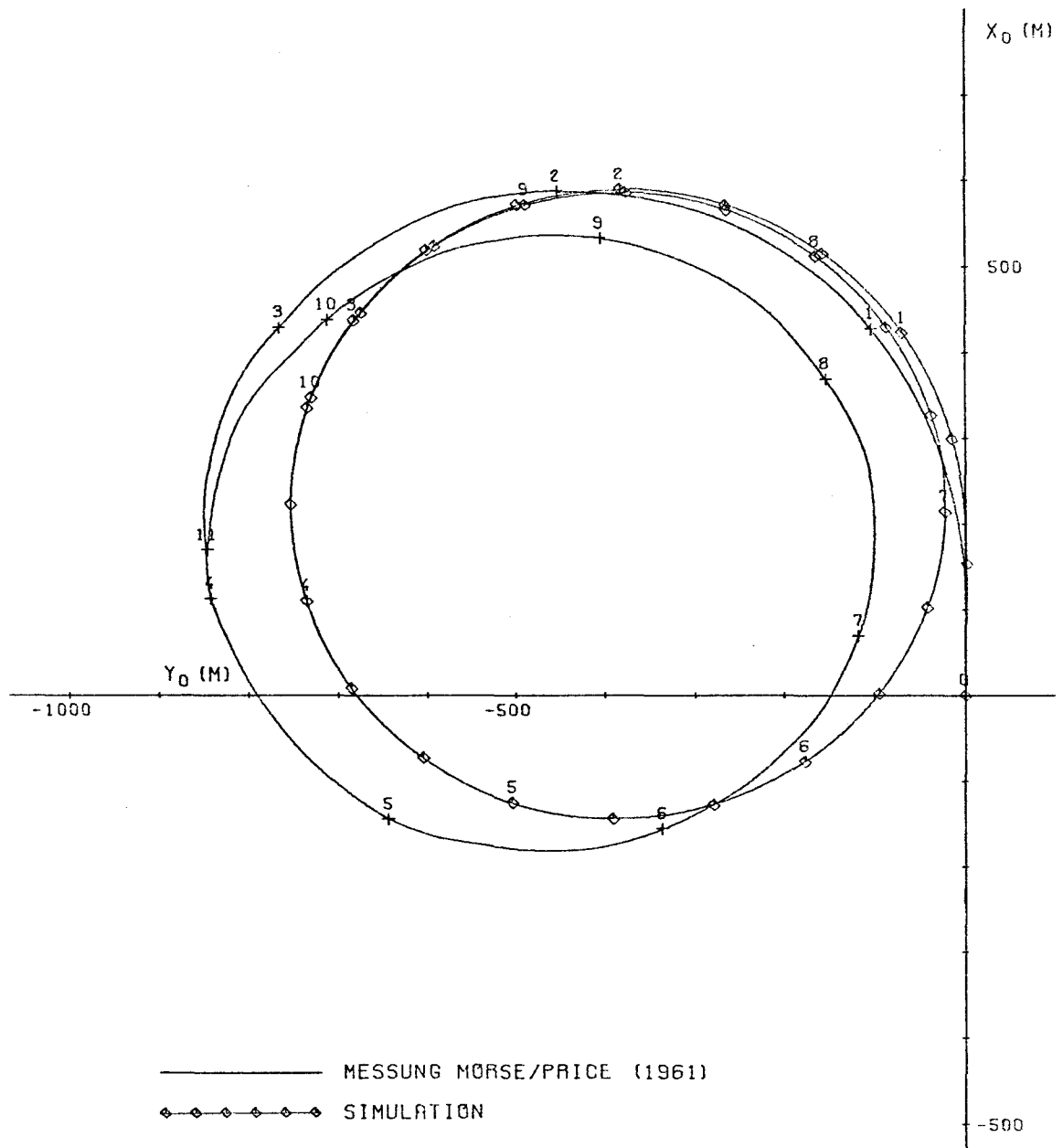


USS "COMPASS ISLAND", AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 15.0$ KN ($F_N = 0.194$)

Abb. 20c

RUN NO. 3

0. ITERATION



USS "COMPASS ISLAND"

Testmanöver!

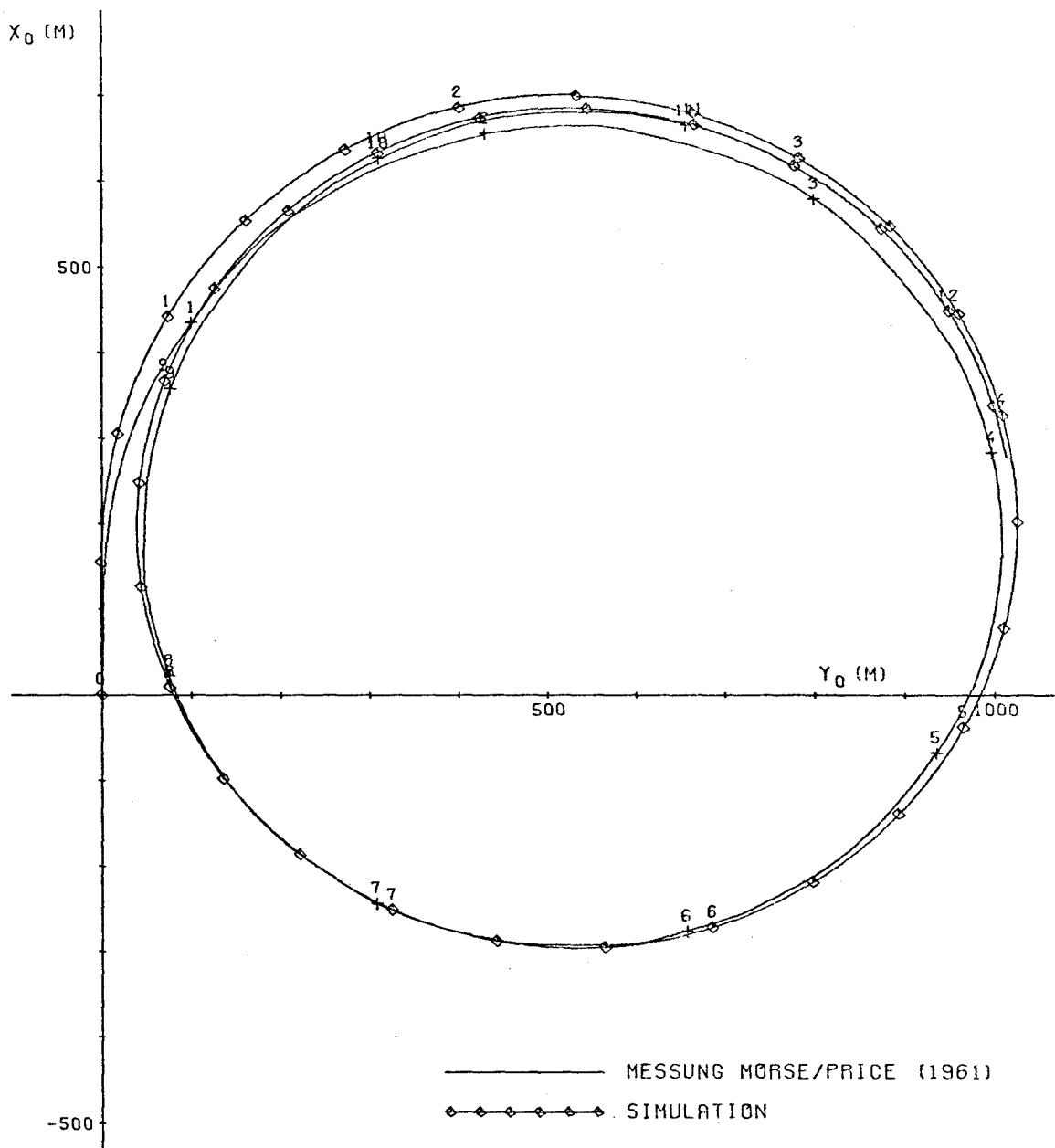
AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 15.0$ KN

RUDERWINKEL = 20.0 DEG

Abb. 21

RUN NO. 4

0. ITERATION



USS "COMPASS ISLAND"

Testmanöver!

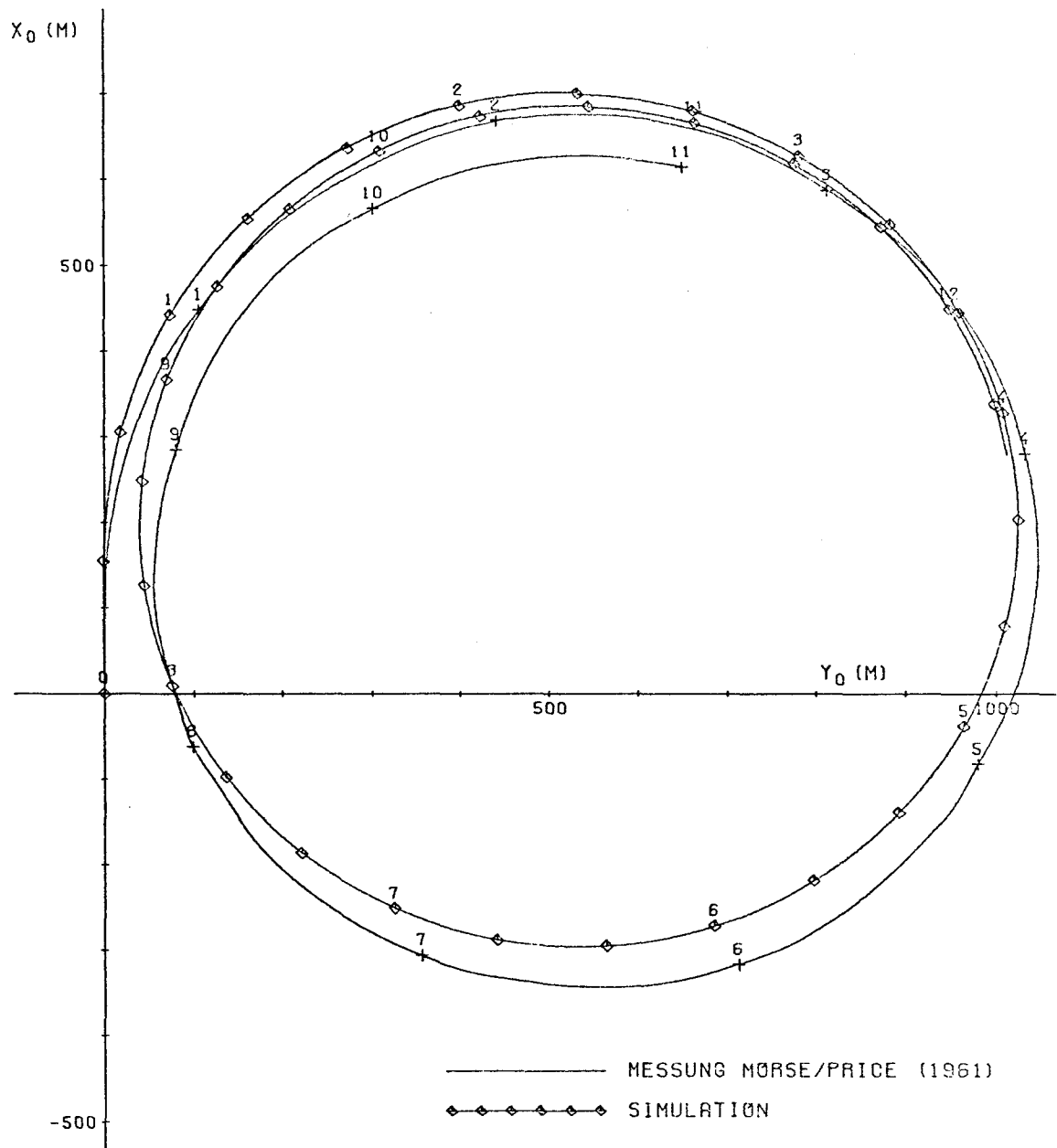
AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 15.0$ KN

RUDERWINKEL = -20.0 DEG

Abb. 22

RUN NO. 4A

0: ITERATION



USS "COMPASS ISLAND"

Testmanöver!

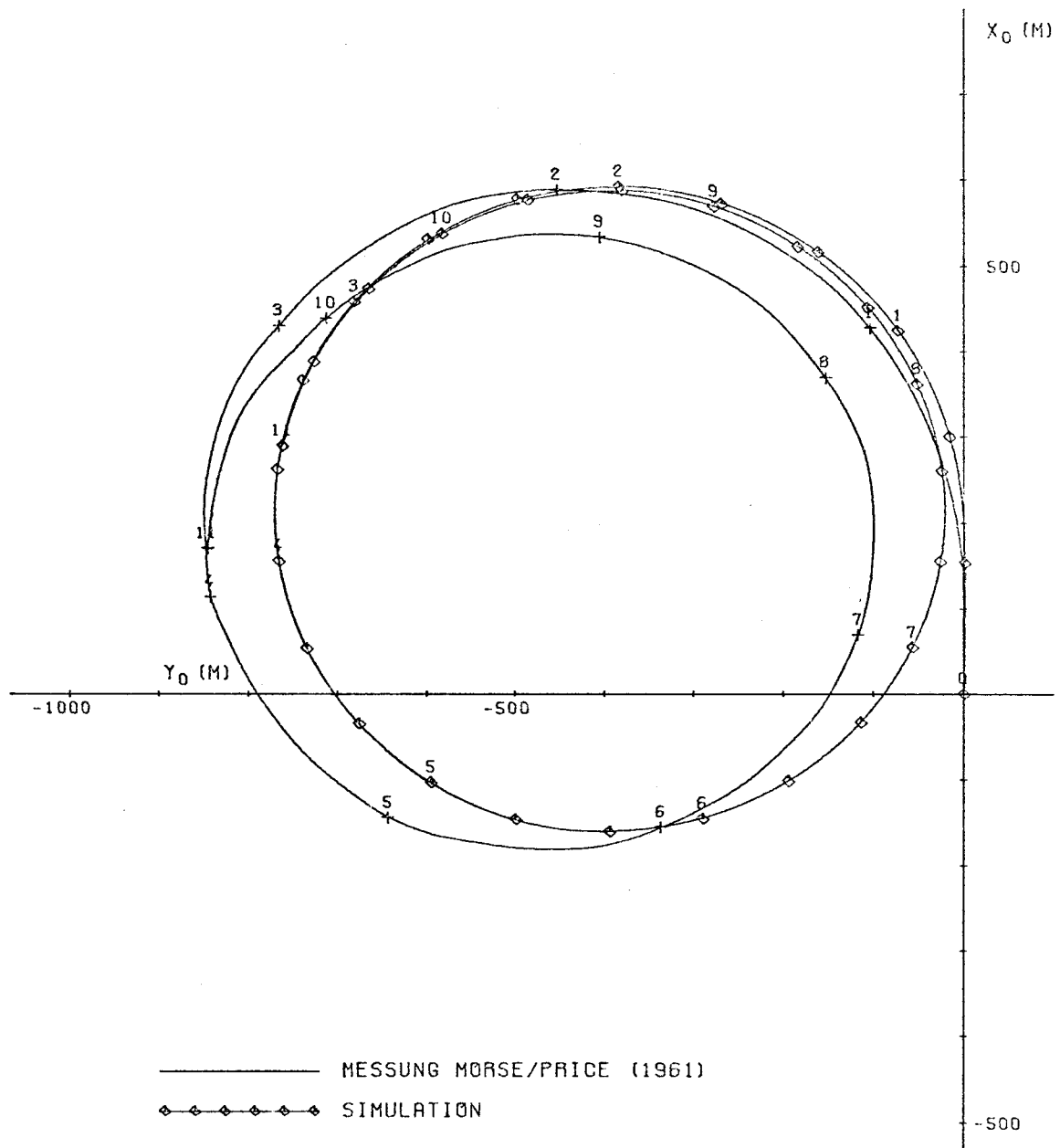
AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 15.0$ KN

RUDERWINKEL = -20.0 DEG

Abb. 23

RUN NO. 3

1. ITERATION



USS "COMPASS ISLAND"

Testmanöver!

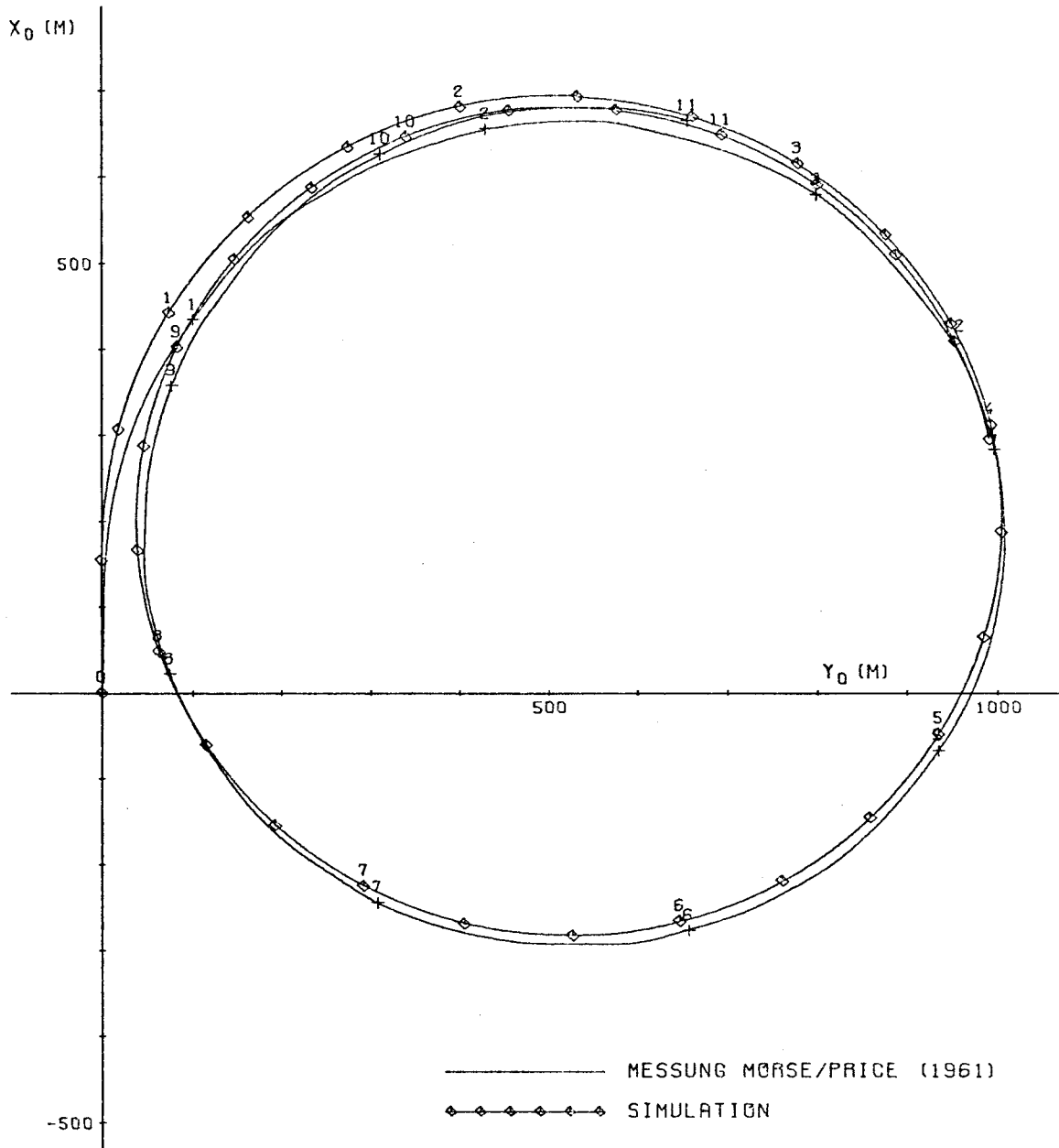
AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 15.0$ KN

RUDERWINKEL = 20.0 DEG

Abb. 24

RUN NO. 4

1. ITERATION



USS "COMPASS ISLAND"

Testmanöver!

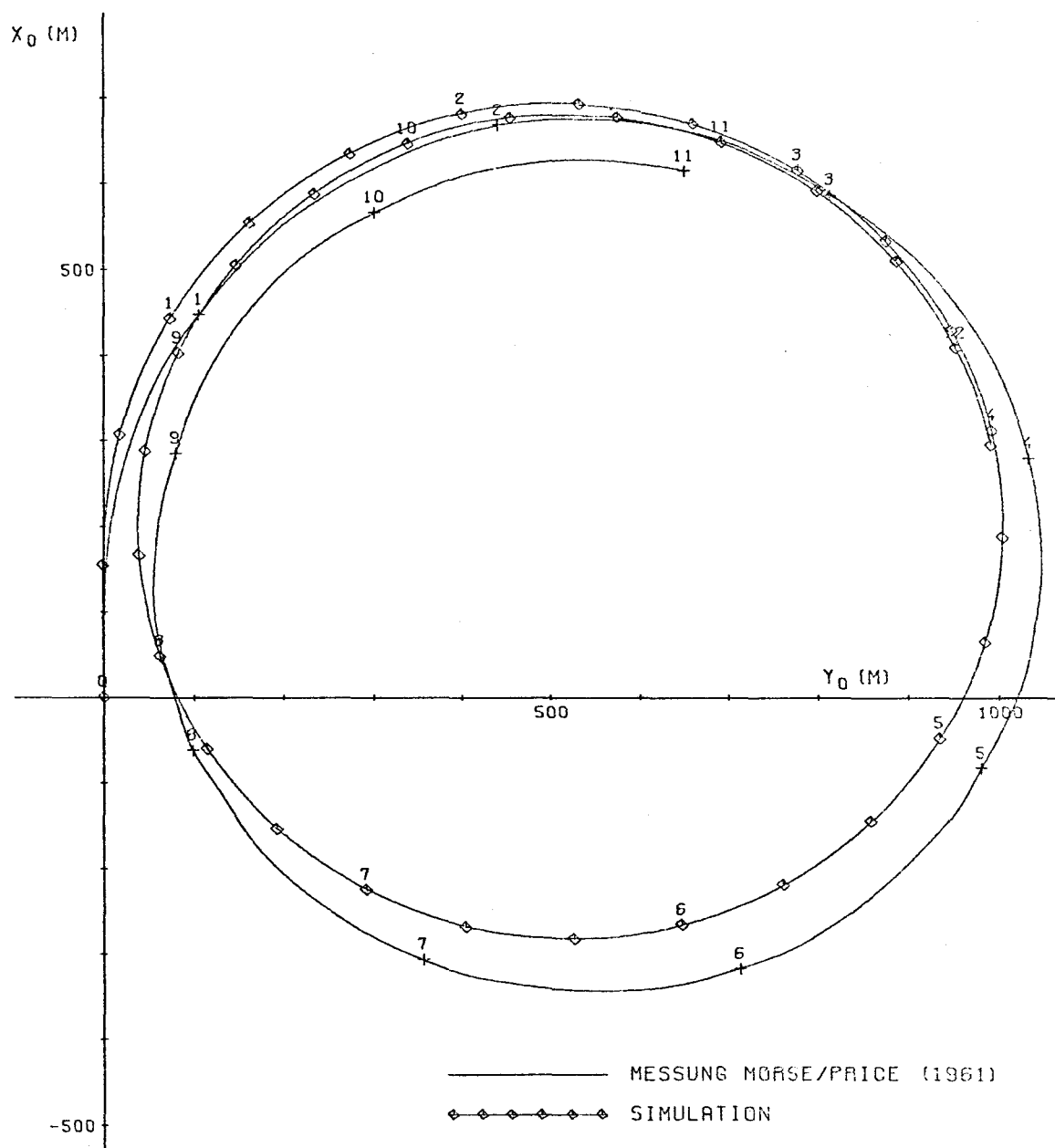
AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 15.0$ KN

RUDERWINKEL = -20.0 DEG

Abb. 25

RUN NO. 4A

1. ITERATION



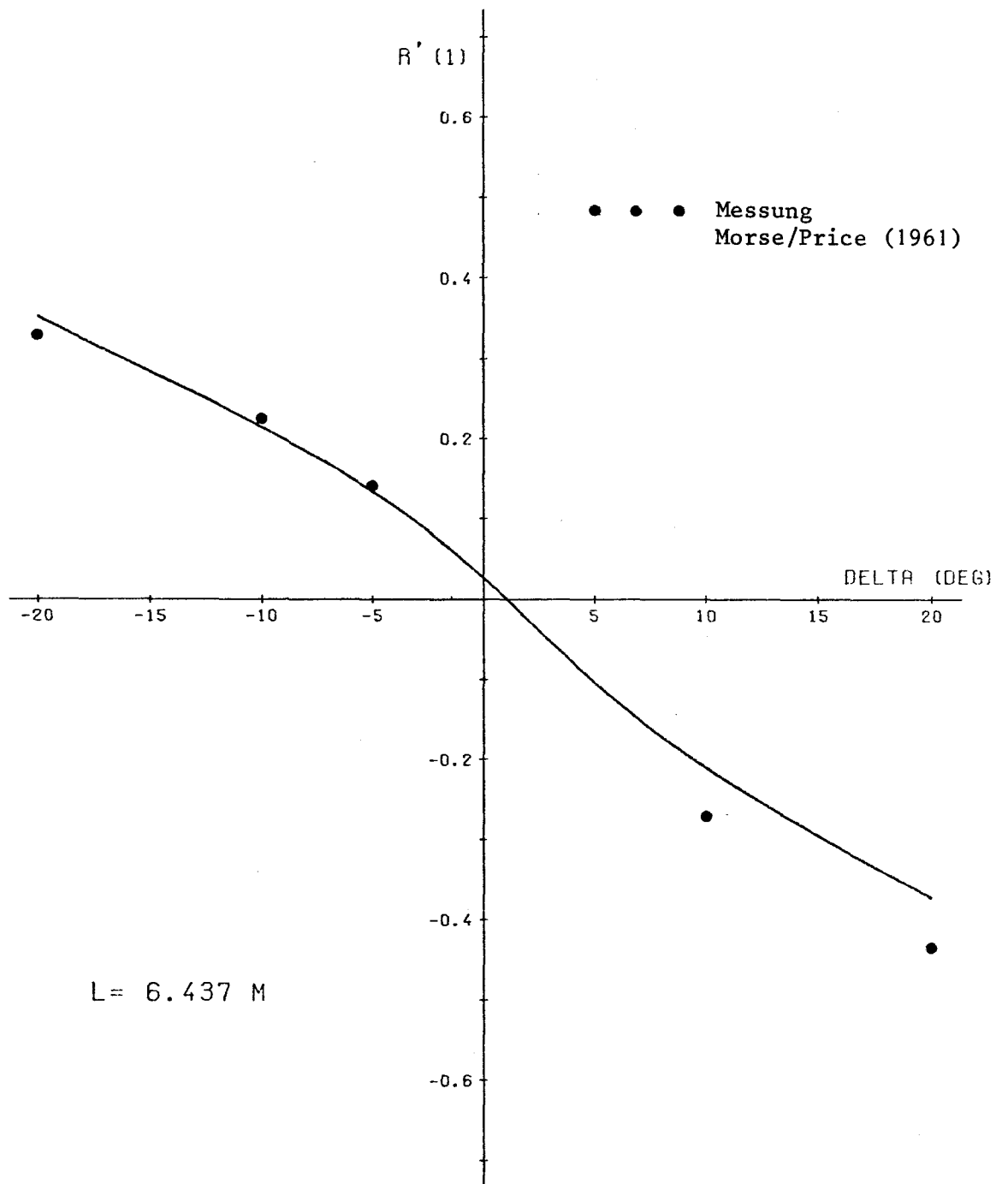
USS "COMPASS ISLAND"

Testmanöver!

AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 15.0$ KN

RUDERWINKEL = -20.0 DEG

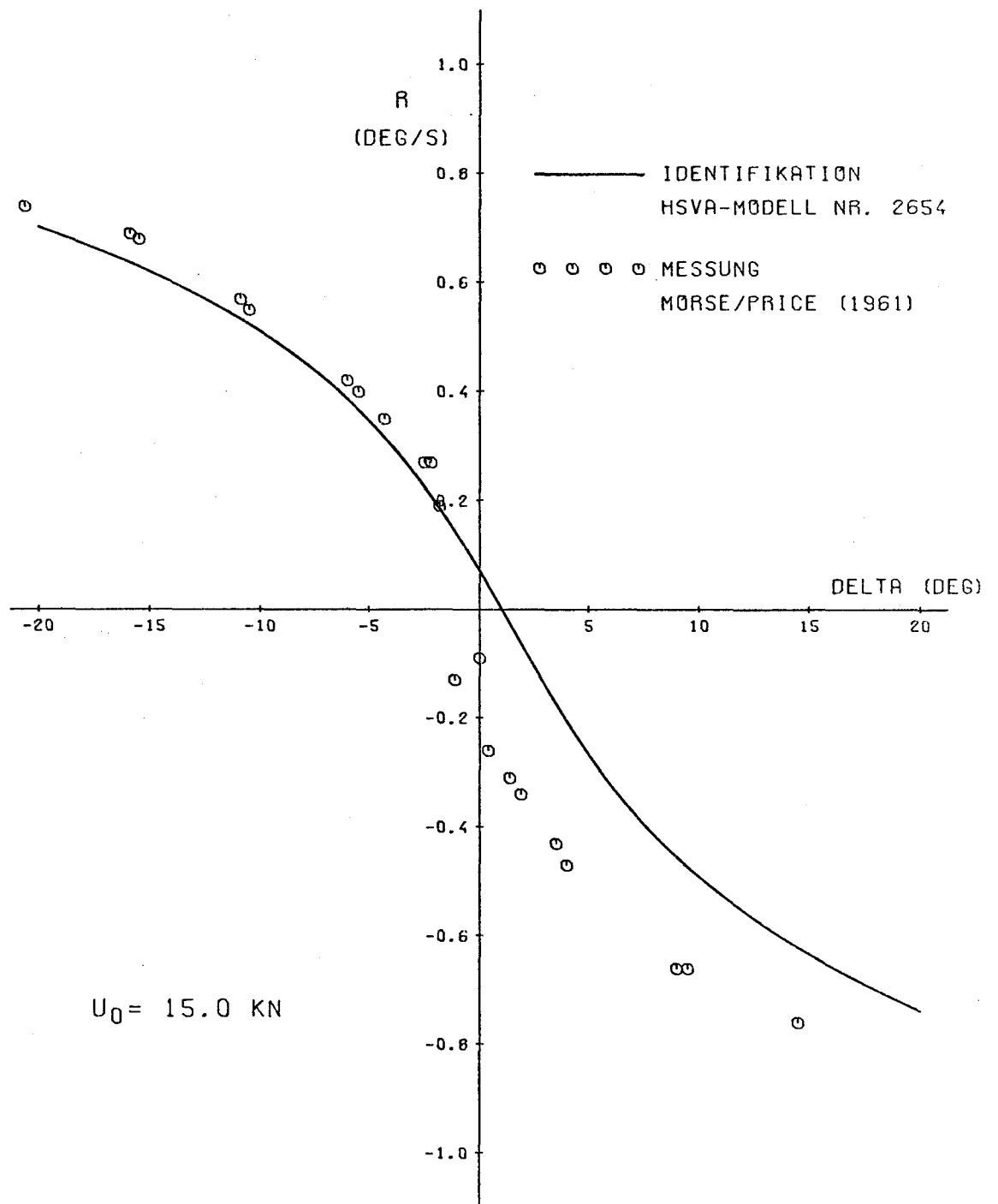
Abb. 26



HSVA-MODELL NR. 2654 (MARINER)

AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.544 \text{ M/S}$

Abb. 27



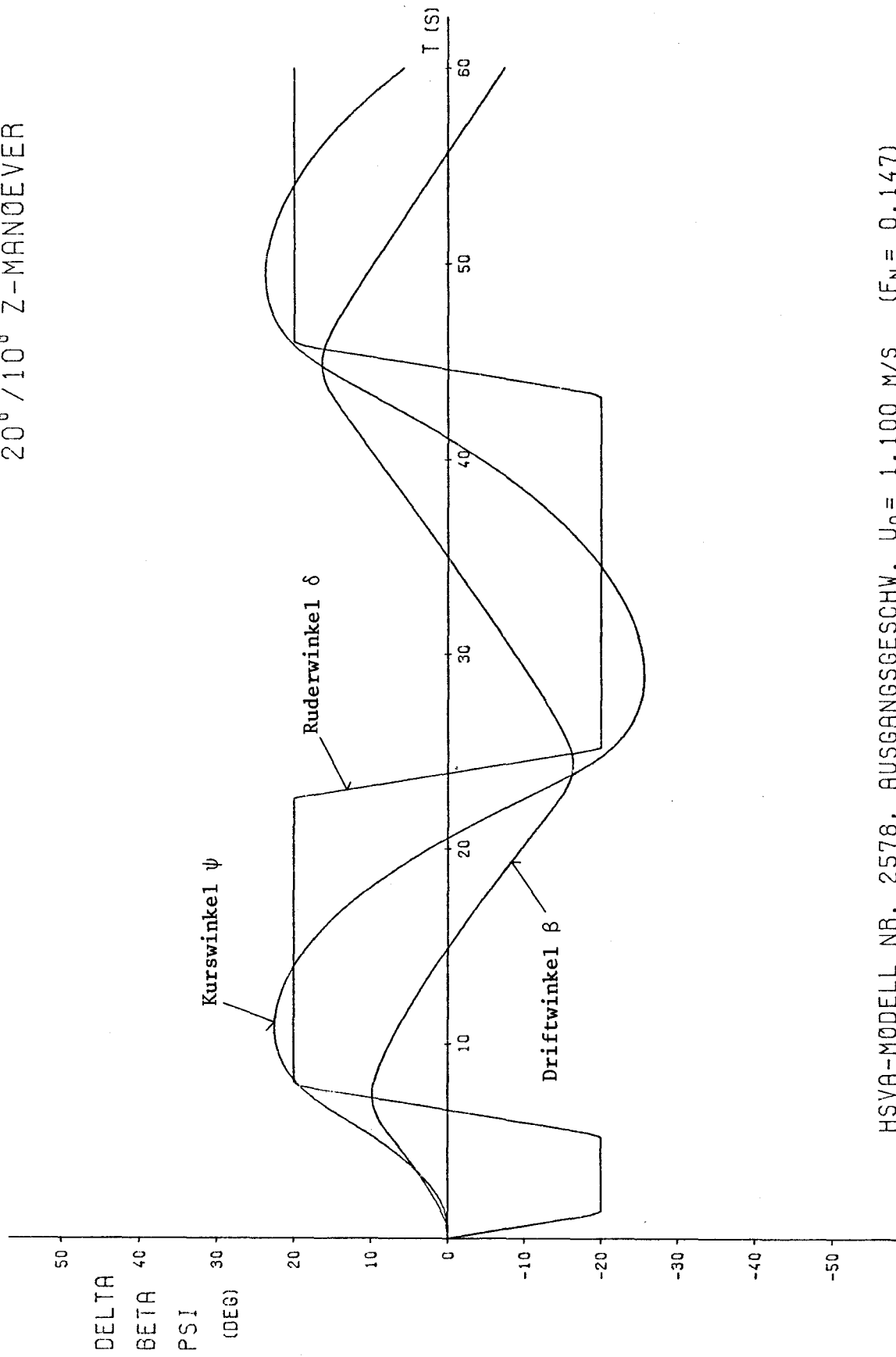
$U_0 = 15.0 \text{ KN}$

VERGLEICH:
MODELL/GROSSAUSFUEHRUNG

Abb. 28

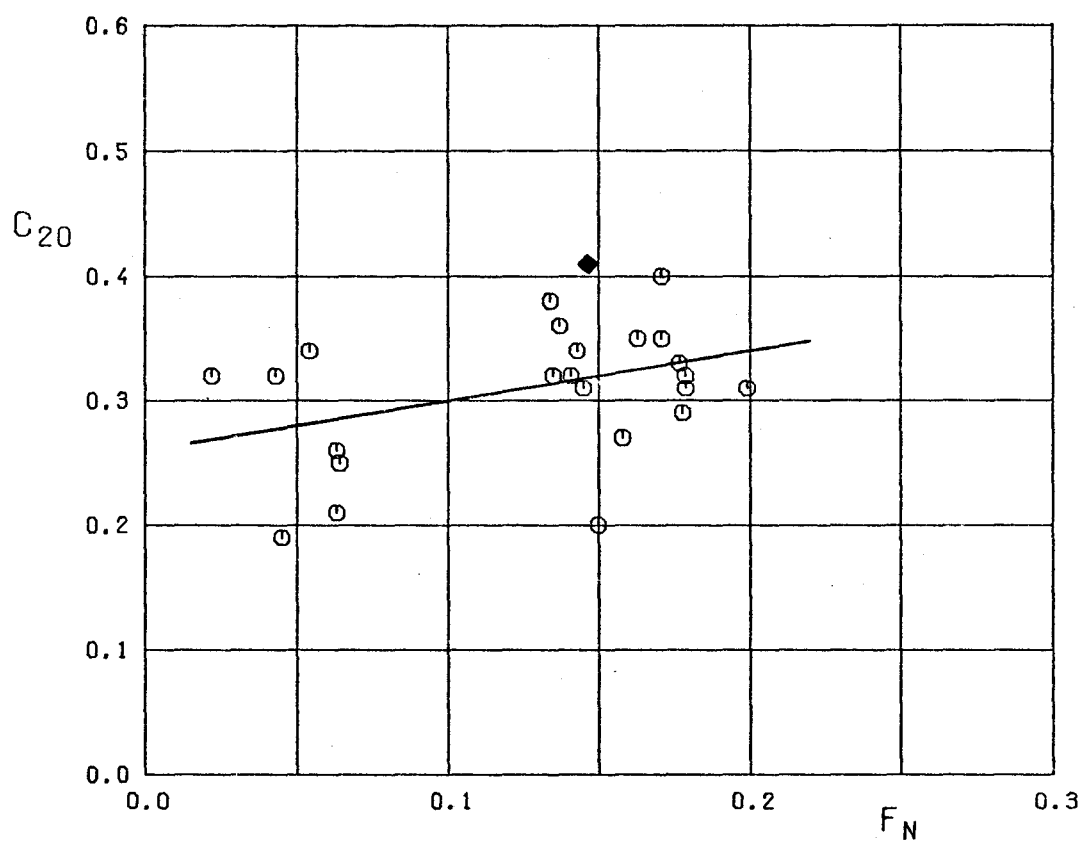
QUELLE: $35^\circ/10^\circ Z + 20^\circ/10^\circ Z$
0. Iteration

$20^\circ/10^\circ Z$ -MANÖVER



HSVA-MODELL NR. 2578, AUSGANGSGESCHW. $U_0 = 1.100$ M/S ($F_N = 0.147$)

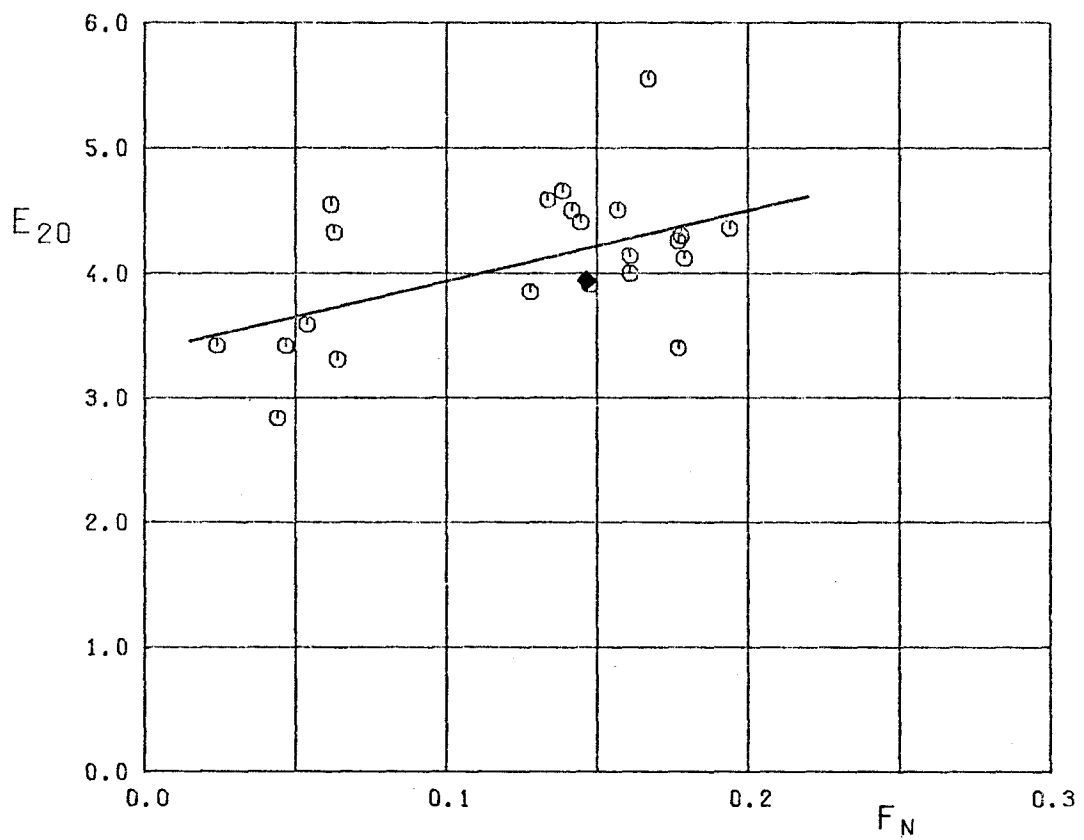
Abb. 29



○ DATEN NACH BRIX (1975), MASSENGUTSCHIFFE

◆ HSVR-MODELL NR. 2578

Abb. 30



⊙ DATEN NACH BRIX (1975), MASSENGUTSCHIFFE

◆ HSVA-MODELL NR. 2578

Abb. 31