



Baudepartement des Kantons Aargau

Abteilung Tiefbau



Institut für Strassen-, Eisenbahn- und Felsbau an der
Eidgenössischen Technischen Hochschule Zürich

Vorsteher: Prof. H. Grob

**DER EINFLUSS DER VERDICHTUNG
AUF DIE MECHANISCHEN EIGENSCHAFTEN
BITUMINÖSER SCHICHTEN**

CH. ANGST, DIPL. ING. ETH

FORSCHUNGSauftrag NR. 5/80

Schlussbericht

ZÜRICH, MÄRZ 1981

GLIEDERUNG

	Seite:
VORWORT	5
ZUSAMMENFASSUNG	7
RESUME	9
SUMMARY	11
1. EINLEITUNG	13
2. VERSUCHSPROGRAMM	15
2.1. KONZEPT	15
2.2. VERSUCHSANORDNUNG	16
2.2.1. Beschreibung der verdichteten Mischungen	16
2.2.2. Beschreibung der eingesetzten Walzen	20
2.2.3. Beschreibung der Messungen	22
3. VERGLEICH DER WALZENTYPEN ANHAND DER ERZIELTEN VERDICHTUNGEN	25
3.1. BEMERKUNG ZUR STATISTIK	25
3.2. DIE VERDICHTUNGSWIRKUNG DER EINZELNEN WALZENTYPEN	25
3.3. EINFLUSS DER VERDICHTUNGSWILLIGKEIT	28
3.4. EINFLUSS DER VERDICHTUNGSTEMPERATUR	28
3.5. DIE TIEFENWIRKUNG DER EINZELNEN WALZENTYPEN	30
3.6. BEURTEILUNG DER KORNERTRUEMMERUNG	32
3.7. FOLGERUNGEN	35
4. MECHANISCHE EIGENSCHAFTEN	37
4.1. EINFLUSS DES VERDICHTUNGSGRADES	37
4.1.1. Marshallversuch	37
4.1.2. Kriechversuch	39
4.1.3. Triaxialer Bruchversuch	41
4.1.4. Folgerungen	45

	Seite:
4.2. BEURTEILUNG DURCH DEN MARSHALLVERSUCH	46
4.2.1. Versuchsdurchführung	46
4.2.2. Versuchsergebnisse	46
4.2.3. Folgerungen	48
4.3. BEURTEILUNG DURCH DEN KRIECHVERSUCH	49
4.3.1. Versuchsdurchführung	49
4.3.2. Versuchsergebnisse	49
4.3.3. Folgerungen	50
4.4. BEURTEILUNG DURCH DEN TRIAXIALEN BRUCHVERSUCH	51
4.4.1. Versuchsdurchführung	51
4.4.2. Versuchsergebnisse	53
4.4.3. Folgerungen	57
4.5. BEURTEILUNG DURCH DIE DREI DURCHGEFUEHRTEN VERSUCHE	58
4.6. VERGLEICHENDE BETRACHTUNGEN DER DREI VERSUCHE	61
4.6.1. Vergleich Marshall- Kriechversuch	61
4.6.2. Vergleich Kriech- Triaxversuch	61
4.6.3. Vergleich Marshall- Triaxversuch	64
4.6.4. Folgerungen	67
4.7. EINFLUSS DER VERDICHUNGSTEMPERATUR AUF DIE MECHANISCHEN EIGENSCHAFTEN	68
4.8. EINFLUSS DER ALTERUNG AUF DEN VERFORMUNGSWIDERSTAND	70
4.9. FOLGERUNGEN	73
 5. G R I F F I G K E I T U N D E B E N H E I T	 75
5.1. GRIFFIGKEIT	75
5.1.1. Messverfahren	75
5.1.2. Messergebnisse	76
5.2. EBENHEIT	77
5.2.1. Messverfahren	77
5.2.2. Messergebnisse	77
 6. S C H L U S S F O L G E R U N G E N	 79

	Seite:
ANHANG A LITERATURSTUDIUM	81
ANHANG B EMPFEHLUNG FÜR DIE DURCHFÜHRUNG VON EINAXIALEN STATISCHEN KRIECHVERSUCHEN AN ASPHALTPRUEFKÖRPERN	95
ANHANG C VERDICHTUNGSKONTROLLE	101
ANHANG D ZUNAHME DES VERDICHTUNGSGRADES IN ABHÄNGIGKEIT DER ANZAHL WALZUEBERGAENGE	103
ANHANG E DICHT, ROHDICHT UND HOHLRAUMGEHALT DER ZUR BESTIMMUNG DER TIEFENWIRKUNG DER EINZELNEN WALZENTYPEN IN SCHEIBEN ZERLEGTE BOHRKERNE (BK)	109
ANHANG F KORREKTUR DER KRIECHDEHNUNGEN IN ABHÄNGIGKEIT DES VERDICHTUNGSGRADES	111
ANHANG G KORREKTURFAKTOR FÜR MARSHALLSTABILITÄT IN ABHÄNGIGKEIT DES VERDICHTUNGSGRADES	113
ANHANG H ZUSAMMENSTELLUNG DER ERGEBNISSE AUS DEM MARSHALLVERSUCH	115
ANHANG I ZUSAMMENSTELLUNG DER ERGEBNISSE AUS DEM EIN-AXIALEN, STATISCHEN KRIECHVERSUCH	117
ANHANG K ZUSAMMENSTELLUNG DER ERGEBNISSE AUS DEM TRIAXIALEN BRUCHVERSUCH	119
ANHANG L BEURTEILUNG DER MECHANISCHEN EIGENSCHAFTEN DURCH DIE DREI DURCHFÜHRTEN VERSUCHE	121
ANHANG M VERGLEICH DER WALZ- UND DER SCHLAGVERDICHTUNG NACH MARSHALL	123
ANHANG N EINFLUSS DER VERDICHTUNGSTEMPERATUR AUF DIE MECHANISCHEN EIGENSCHAFTEN	125
ANHANG O ERGEBNISSE AUS DEM KRIECHVERSUCH AN BOHRKERNEN UNTERSCHIEDLICHEN ALTERS	127
ANHANG P ANWEISUNG ZUR DURCHFÜHRUNG DER "SANDFLECKMETHODE"	129
VERWENDETE SYMBOLE	133
L I T E R A T U R V E R Z E I C H N I S	135

V O R W O R T

Der vorliegende Bericht zielt darauf hin, den zur Zeit auch unter Fachleuten sehr unterschiedlichen Meinungen über den zweckmässigen Einsatz der verschiedenen Walzen, Tatsachen entgegenzustellen. Er darf daher als ein Beitrag zur angewandten Forschung betrachtet werden. Die Probleme der Verdichtung werden vom Standpunkt der Materialprüfung her behandelt, auf Fragen des wirtschaftlich optimalen Einsatzes von Verdichtungsgeräten und Personal wird nicht eingegangen.

Der massgebende Einfluss der Verdichtung auf die Lebensdauer und auf die Qualität, verbunden mit dem Fahrkomfort, ist seit langem allgemein anerkannt. Bestimmte Verdichtungsergebnisse werden jedoch auf den Baustellen nach wie vor meist zufällig erzielt. Die Zahl der Walzübergänge und gegebenenfalls auch die Zahl der Walzen wird so lange erhöht, bis angenommen werden kann, der geforderte Verdichtungsgrad sei überschritten. Dass man dabei Gefahr läuft, die bituminösen Schichten zu intensiv zu verdichten, was sich nachteilig auf die mechanischen Eigenschaften auswirken kann, wird nur selten beachtet. Auch wurde die Verdichtung bisher meistens nur unter dem Aspekt der erzielten Lagerungsdichte (Hohlraumgehalt, Verdichtungsgrad) gesehen, ohne darauf Rücksicht zu nehmen, dass die Art der Verdichtung ebenfalls einen grossen Einfluss auf das Gebrauchsverhalten haben kann. Aus Laboruntersuchungen ist bekannt, dass die Art der Verdichtung, bei gleichem Verdichtungsgrad, einen erheblichen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften, letztlich also auf das Gebrauchsverhalten ausübt. In der vorliegenden Arbeit wird untersucht, ob sich dieser Zusammenhang auch auf die Baustellenverdichtung übertragen lässt.

Dieser Forschungsauftrag geht auf eine Anregung von Herrn S. Holliger, Sektionschef im Baudepartement des Kantons Aargau, zurück. Als Vertreter der Forschungsstelle (Baudepartement des Kantons Aargau) besorgte er die Organisation der Versuchsstrecken und einen Teil der Kontrollmessungen während dem Einbau. An den Auswertungen der Laborversuche war Herr S. Holliger mitbeteiligt. Für seine wertvollen Hinweise sowie das kritische Durchlesen des Berichtes sei ihm bestens gedankt.

Besonderer Dank gilt Herrn S. Huschek, Sektionschef am ISETH, für seine Unterstützung und die zahlreichen fachlichen Anregungen. Für die Bohrkernentnahme sowie die Durchführung der Marshallversuche waren die Herren W. Baumann und E. Suter von der Abteilung Tiefbau des kantonalen Baudepartementes verantwortlich. Die Herren H. Brem und M. Thomas vom ISETH, führten die Kriech- und triaxialen Bruchversuche unter der Leitung des Autors, Ch. Angst, durch. Frau E. Wagner besorgte mit viel Geschick und Erfahrung alle Schreib- und Zeichenarbeiten.

Dem Baudepartement des Kantons Aargau, der mit seinem Entgegenkommen diese Forschungsarbeit ermöglichte, sind wir zu grossem Dank verpflichtet. Es ist keineswegs als selbstverständlich zu betrachten, dass eine Bauverwaltung ihr Einverständnis zur Entnahme von ca. 700 Bohrkernen gibt. Aber auch dem Tiefbauamt des Kantons Luzern, auf dessen Gebiet sich ein Teil der Versuchsstrecken befindet, gebührt Dank.

Für den guten Einsatz und die erspriessliche Zusammenarbeit sei allen bestens gedankt.

Prof. H. Grob

Zürich, März 1981

ZUSAMMENFASSUNG

Das Problem des Einflusses der Verdichtungsart auf die mechanischen Eigenschaften der bituminösen Schichten wurde schon mehrfach im Rahmen von Laboruntersuchungen erkannt. Dabei wurden Prüfkörper nach verschiedenen Methoden, wie Marshallverdichtung, Gyrator, Handwalze, compacteur à plaques (LPC) etc. verdichtet und anschliessend geprüft. Im Vergleich zu aus Strassen entnommenen Bohrkernen, verhielten sich die im Labor hergestellten Prüfkörper wesentlich günstiger; es konnten auch deutliche Unterschiede zwischen den einzelnen Laborverdichtungen aufgezeigt werden. In der vorliegenden Arbeit wird untersucht, ob auch unterschiedliche Walzentypen einen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften der bituminösen Schichten ausüben. Um den Verdichtungsprozess zu kontrollieren, wurde die Zunahme der Rohdichte in Funktion der Anzahl Passen mit einem Isotopengerät aufgenommen und es wurde auch die Abkühlung der bituminösen Schicht im Verlaufe der Verdichtung gemessen.

Die eindeutig höhere Verdichtungswirkung der Vibrations- und statischen Glattmantelwalzen gegenüber den Pneuwalzen konnte bestätigt werden. Der Unterschied zwischen Vibrations- und Glattmantelwalze dagegen fiel bescheiden aus.

Um die mechanischen Eigenschaften der mit unterschiedlichen Walzen verdichteten bituminösen Schichten zu beurteilen, wurden die folgenden drei Versuche durchgeführt: Marshallversuch, einaxialer, statischer Kriechversuch und triaxialer Bruchversuch. Da trotz der Baustellenüberwachung mittels Isotopengeräten kein über alle Versuchsstrecken konstanter Verdichtungsgrad erreicht werden konnte, musste vorerst dieser Einfluss eliminiert werden. Es zeigte sich dabei, dass einige Materialkennwerte, unabhängig von der Verdichtungsart, allein vom Verdichtungsgrad abhängig sind. Mit den vom Verdichtungsgrad unabhängigen Kenngrössen konnte die Beurteilung der einzelnen Walzentypen vorgenommen werden. Es fiel auf, dass die Rangfolge der Walzenarten hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften einerseits vom verdichteten Mischgut und andererseits von den Baustellenbedingungen (Witterung) abhängen. Vielmehr als die Walze allein, scheint die Kombination von Walze und Mischgut massgebend zu sein. Der Einfluss des Verdichtungsgrades, der Mischungszusammensetzung und der Verdichtungstemperatur, überwiegen den der einzelnen Walzentypen.

RESUME

Le problème de l'influence de la méthode de compactage sur les propriétés mécaniques des couches hydrocarbonées a déjà été étudié à différentes reprises dans le cadre de recherches en laboratoire. A cet effet, des éprouvettes furent compactées selon différentes méthodes, tel que le compactage Marshall, la presse à cisaillement giratoire, le rouleau à main, le compacteur à plaques (LPC) etc., et finalement testées. En comparaison avec des carottages effectués sur route, les éprouvettes fabriquées en laboratoire se comportaient de façon nettement plus favorable: on pouvait aussi distinctement observer des différences entre chaque méthode de compactage de laboratoire. Dans le présent travail, il fut recherché si les différents types de rouleaux exerçaient aussi une influence sur les propriétés mécaniques des couches hydrocarbonées. Afin de contrôler le procédé de compactage, l'augmentation de la densité en fonction du nombre de passes fut relevée avec un appareil de mesure par diffusion de rayonnement gamma (gammadensimètre) et le refroidissement fut mesuré au cours du compactage.

L'indéniable supérieur effet de compactage des rouleaux à bandage lisse statique ou vibrant par rapport aux rouleaux à pneus put être confirmé. La différence entre rouleaux à bandage lisse vibrant ou statique se remarque peu.

Afin de juger les propriétés mécaniques des couches hydrocarbonées compactées avec différents rouleaux, les trois essais suivants furent exécutés: essai Marshall, essai de fluage uniaxial statique et essai de compression triaxial. Malgré le contrôle sur le chantier à l'aide d'un gammadensimètre il n'a pas été possible d'atteindre le même degré de compactage pour tous les tronçons d'essai. L'influence du degré de compactage a dû par conséquent être éliminée en premier. Cela montra que quelques valeurs caractéristiques dépendent uniquement du degré de compactage sans dépendre du mode de compactage. Avec les autres valeurs caractéristiques on pu se faire un jugement sur chaque type de rouleau en particulier. On remarqua que le classement du mode de cylindrage, en ce qui concerne ses propriétés mécaniques, dépendait d'une part des enrobés compactés et d'autre part des conditions sur le chantier (temps). Bien plus que le rouleau en lui-même, la combinaison entre rouleau et enrobés semble être déterminante. L'influence du degré de compactage, de la composition du mélange et de la température de compactage est prépondérante à celle du type de rouleau compresseur.

SUMMARY

The influence of the compaction procedure on the mechanical properties of bituminous layers has often been noted in laboratory studies. Thus, samples have been compacted using different procedures such as the Marshall method, gyratory compactor, hand roller, compacteur à plaques (LPC) etc. and then tested. Compared with core samples taken from actual roads, the laboratory-produced samples behaved notably more favorably. Furthermore, clear differences could be found among the individual laboratory compactations. In the present study, it was investigated whether the type of roller also influences the mechanical properties of bituminous layers. In order to control the laying process, the increase in density was recorded with an isotope device as a function of the number of roller-passes. In addition, the cooling of the bituminous layer was measured during the compaction process.

It could be confirmed that the vibratory and static steel-wheeled rollers yielded a clearly higher compaction than the rubber-tired roller. However only modest differences were observed between the vibratory and the steel-wheeled rollers.

In order to evaluate the mechanical properties of the bituminous layers compacted by different rollers, the following three tests were performed: the Marshall test, the uniaxial static creep test and the triaxial rupture test. Despite field checking by means of isotope devices, it was not possible to achieve a constant degree of compaction for all of the test sections. Thus it was first necessary to eliminate this influence. In this respect, it was observed that certain characteristics of the material were dependent solely upon the degree of compaction, i.e. independent of the compaction procedure. The remaining characteristics could be used to evaluate the individual roller types. It became apparent that the rank-ordering of the roller types with respect to their mechanical properties was dependent on the one hand upon the compacted mix-quality and on the other hand upon field conditions (weather). The combination of roller and mix-quality seem to be much more important than the roller type alone. The influences of the degree of compaction, the mix composition and the compaction temperature dominate over the roller type.

1. EINLEITUNG

Bei mehreren Untersuchungen [1][2][3][4][5] ist festgestellt worden, dass nicht nur der Verdichtungsgrad, sondern auch die Verdichtungsart einen erheblichen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften, insbesondere auf den Verformungswiderstand, bituminöser Mischungen hat. Bei den genannten Untersuchungen beschränkte man sich auf den Einfluss grundsätzlich verschiedener Verdichtungsarten (wie Schlagen, Kneten, Walzen) auf den Verformungswiderstand. Ob nun aber innerhalb der gleichen Verdichtungsart (Walzen), unterschiedliche mechanische Eigenschaften infolge verschiedener Verdichtungstechniken (Vibro-, Glattmantel- Pneuwalze), zu erwarten sind, wurde bisher zu wenig untersucht.

Bisher wurden verschiedene Verdichtungstechniken in erster Linie hinsichtlich ihrer Verdichtungswirkung, also des erzielten Verdichtungsgrades untersucht [6][7][8][9]. Dabei wurde nicht berücksichtigt, dass letztlich das Gebrauchsverhalten und insbesondere der Verformungswiderstand der eingebauten Schichten massgebend ist. Die Frage der Vor- und Nachteile, sowie des optimalen Einsatzes von Glattmantel-, Pneu- und Vibrationswalzen hinsichtlich des Widerstandsvermögens gegenüber bleibenden Deformationen, muss neu betrachtet werden. Dies bedeutet, dass neben der geeigneten Mischungszusammensetzung und dem vorgeschriebenen Verdichtungsgrad, dem Walzeneinsatz und den Temperaturbedingungen auf der Baustelle vermutlich eine Bedeutung zukommt, die zur Zeit noch nicht recht eingeschätzt werden kann.

2. VERSUCHSPROGRAMM

2.1. KONZEPT

Im Zuge der Belagsarbeiten auf der N2 [32] wurden im Sommer 1979 auf dem Teilstück Rothrist-Sursee drei Versuchsstrecken eingebaut. Zwei im Aufbau identische Versuchsstrecken (9 cm HMT 32s und 4 cm TA 16) wurden bei unterschiedlichen Verdichtungstemperaturen gewalzt, die dritte wies einen anderen Aufbau auf (8 cm HMT/B 32 und 4,5 cm TA 16) und wurde bei normierter Temperatur verdichtet. Die Versuchsstrecken sind je in vier Felder unterteilt, die mit verschiedenen Walzen verdichtet wurden; es kamen zum

Einsatz:	Vibrationswalze	(V)
	Pneuwalze	(P)
	Glattmantelwalze	(G)
	Kombination	(G-P-G)

Die Länge der einzelnen Versuchsfelder betrug ca. 200 m.

Der Einfluss der Vorverdichtung durch den Fertiger wurde nicht systematisch untersucht, da er sich auf den Endverdichtungsgrad nicht auswirken soll [12]. Während des Einbaues wurde der Verlauf der Belagstemperatur aufgenommen, sowie die Zunahme der Rohdichte als Funktion der Anzahl Pässen mit einer Isotopensonde gemessen. Die reichlich gezogenen Bohrkerne wurden einer erweiterten Verdichtungskontrolle unterzogen, die neben der routinemässigen Bestimmung des Verdichtungsgrades auch eine Untersuchung des Verlaufes der Rohdichte über die Schichtdicke sowie der Kornzertrümmerung infolge des Walzvorganges umfasste. Um die mechanischen Eigenschaften der eingebauten bituminösen Schichten zu charakterisieren, wurden an Bohrkerne folgende Versuche durchgeführt:

- Marshallversuch
- einaxialer, statischer Kriechversuch
- triaxialer Bruchversuch.

Auf einer der drei Versuchsstrecken wurde die Ebenheit in Längs- und Querrichtung sowie die Griffigkeit und die Textur gemessen.

TABELLE 1: Uebersicht über die Versuchsfelder

Nr. der Versuchsstrecke	1				2				3		
Nr. der Versuchsfelder	11	12	13	14	21	22	23	24	31	32	33
eingesetzter Walzentyp	V	P	G	G-P-G	V	P	G	G-P-G	V	G	P
zweischichtiger Aufbau	TA 16 4,0 cm				TA 16 4,5 cm				TA16 4,0cm		
	HMT 32s 9,0 cm				HMT/B32 8,0 cm				HMT 32s 9,0cm		

V : Vibrationswalze

P : Pneuwalze

G : Glattmantelwalze

G-P-G: Kombiniertes Einsatz von P und G

2.2. VERSUCHSANORDNUNG

2.2.1. Beschreibung der verdichteten Mischungen

Die eingebauten Mischungen entsprachen den im Rahmen der Belagsarbeiten auf der N2 von den zuständigen Stellen gewählten Rezepturen. Es wurden auf den drei, in zwei Kantonen liegenden Versuchsstrecken zwei verschiedene Tragschichten, eine HMT 32s und eine HMT/B 32 eingebaut. Um diese beiden hinsichtlich ihrer Sieblinien unterschiedlichen Mischguttypen (vergleiche Abbildung 1) etwas anzugleichen, wurde ein einheitliches Bindemittel, nämlich ein Teerbitumen TB 2000 gewählt.

Für die Verschleisschicht wurde auf allen drei Versuchsstrecken das gleiche Mischgut, ein TA 16 verwendet. Da auch der TA 16 von zwei verschiedenen Aufbereitungsanlagen bezogen wurde, traten zwischen dem Mischgut der beiden im Kanton Aargau liegenden Versuchsstrecken und derjenigen vom Kanton Luzern, geringfügige Unterschiede auf. Um die mechanischen Eigenschaften der drei Mischungen zu charakterisieren, wurde der Marshall- und der Kriechversuch an Marshallprüfkörper durchgeführt. Die etwas kleinere Steifigkeit der HMT/B 32 gegenüber der HMT 32s wird durch den geringfügig kleineren Fließwert bestätigt, doch sind die Unterschiede nicht signifikant.

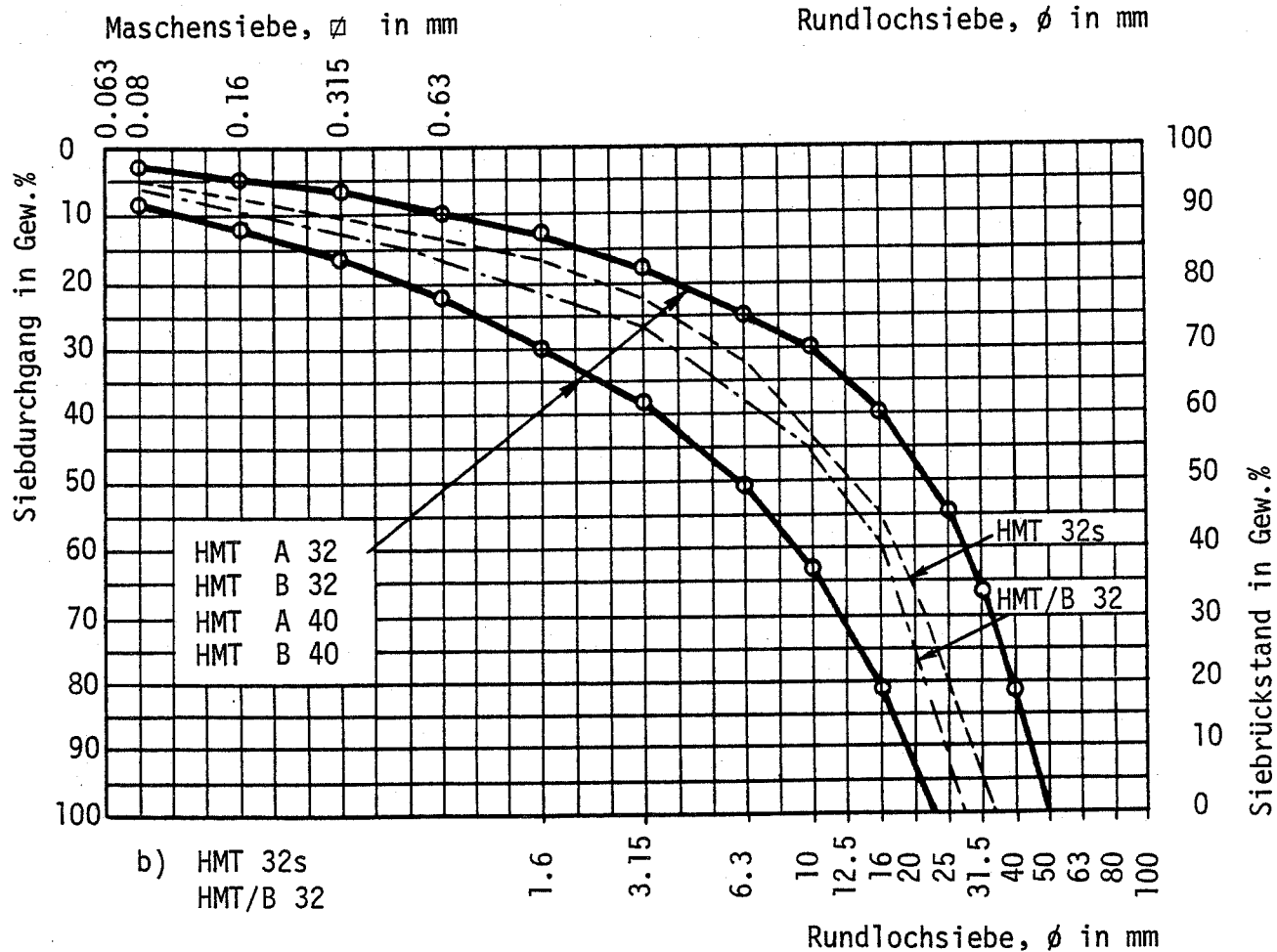
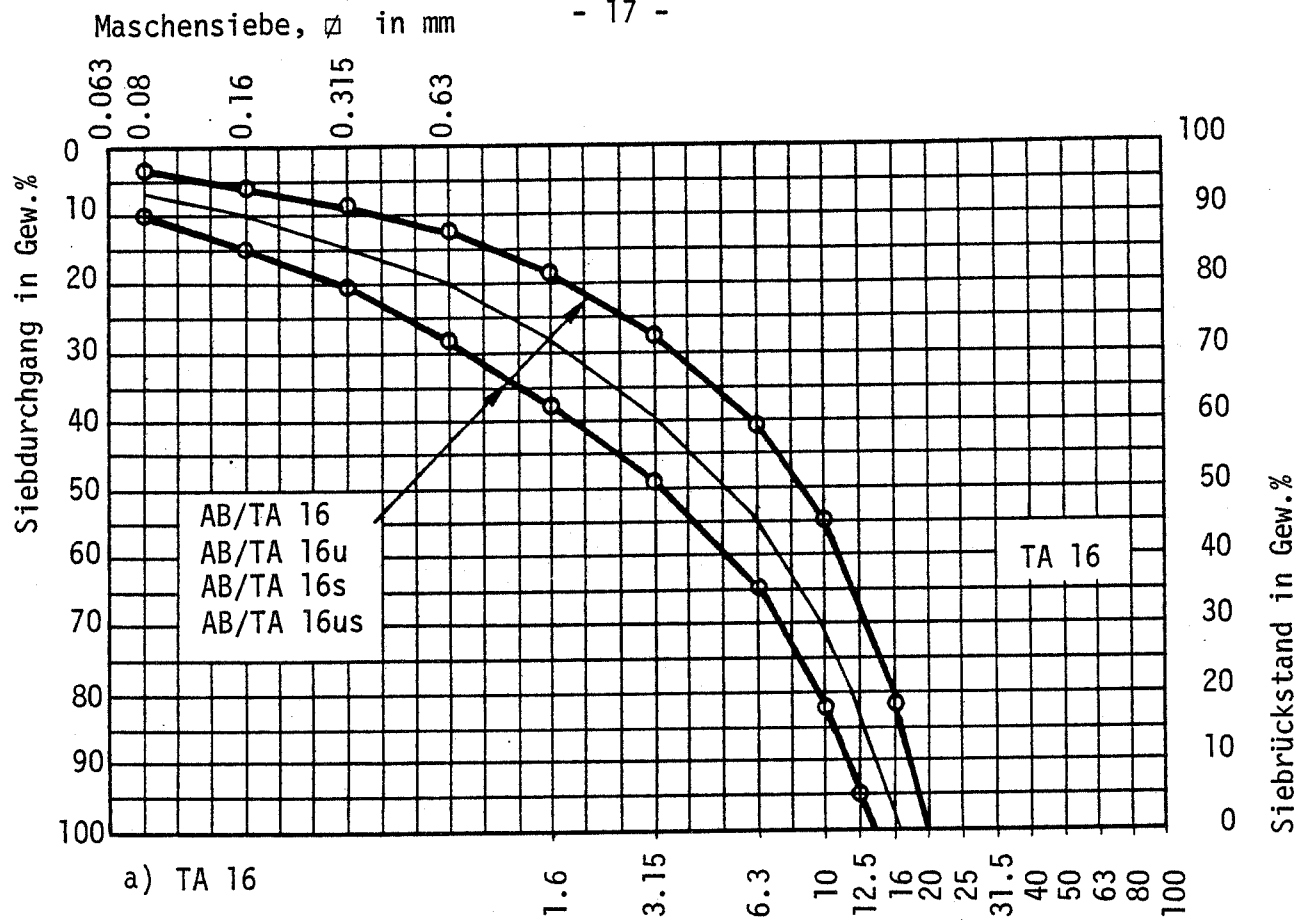


Abbildung 1: Kornverteilungsdiagramme a) des TA 16
b) der HMT 32s und der HMT/B 32

TABELLE 2: Spezifikation der Mischungen

		HMT 32s	HMT/B32	TA 16
Zusammensetzung	Fillergehalt (< 0.08 mm) [Gew.-%]	5,5	6,3	6,4
	Sandgehalt (0.08 mm - 3.15 mm) [Gew.-%]	18,5	21,4	32,6
	Splittgehalt (> 3.15 mm) [Gew.-%]	76,0	72,3	61,0
	Bindemittelsorte	TB 2000	TB 2000	TB 2000
	Bindemittelgehalt [Gew.-%]	4,1	3,9	5,5
Mörtelgehalt (Filler + Bitumen) in Vol.-%		15,0	15,3	19,3
Mechanische Eigenschaften	M a r s h a l l v e r s u c h :			
	Marshallstabilität SM [kN]	11,2	14,4	14,1
	Marshallfliessen FM [mm]	2,3	2,4	2,9
	Verhältnis SM/FM [kN/mm]	4,9	6,0	4,9
	Hohlraumgehalt [%]	5,3	6,0	3,5
	Dichte [g/cm³]	2,530	2,538	2,478
	Hohlraumfüllungsgrad mit Bindemittel [%]	65,5	61,6	79,1
	Hohlraumfüllungsgrad mit Mörtel [%]	74,2	72,1	84,5
	K r i e c h v e r s u c h :			
	an Marshallprüfkörper $\epsilon_{1,1}$ [%]	3,4	3,7	2,95
	ϵ_{1h} [%]	5,4	5,6	4,8
	ϵ_{rev} [%]	1,0	0,9	1,0
	ϵ_{irr} [%]	4,4	4,7	3,8
	B	0,113	0,098	0,119
	Steifigkeit S_{mix} [MN/m²]	18,5	17,8	20,8
	V e r d i c h t u n g s w i l l i g k e i t :			
	C-Wert nach ARAND	11,6	10,9	15,2

$\epsilon_{1,1}$: Kriechdehnung nach 1 Minute Belastungszeit

ϵ_{1h} : Kriechdehnung nach 1 Stunde Belastungszeit

ϵ_{rev} : reversibler Verformungsanteil bei Entlastung nach einstündiger Belastung

ϵ_{irr} : irreversibler Verformungsanteil bei Entlastung nach einstündiger Belastung

B : Steigung der Geraden in der doppeltlogarithmischen Darstellung (siehe Anhang A)

TABELLE 3: Experimentell ermittelte Verdichtungsgrade in Abhängigkeit der Verdichtungsarbeit

Mischgut	Anzahl Marshallschläge	2 x 10	2 x 20	2 x 50	2 x 80
TA 16	Rohdichte [g/cm ³]	2.224	2.286	2.365	2.390
	Verdichtungsgrad [%]	94.0	96.7	100	101.0
HMT 32s	Rohdichte [g/cm ³]	2.322	2.349	2.390	2.418
	Verdichtungsgrad [%]	97.2	98.3	100	101.2
HMT B32	Rohdichte [g/cm ³]	2.323	2.335	2.370	2.397
	Verdichtungsgrad [%]	98.0	98.5	100	101.1

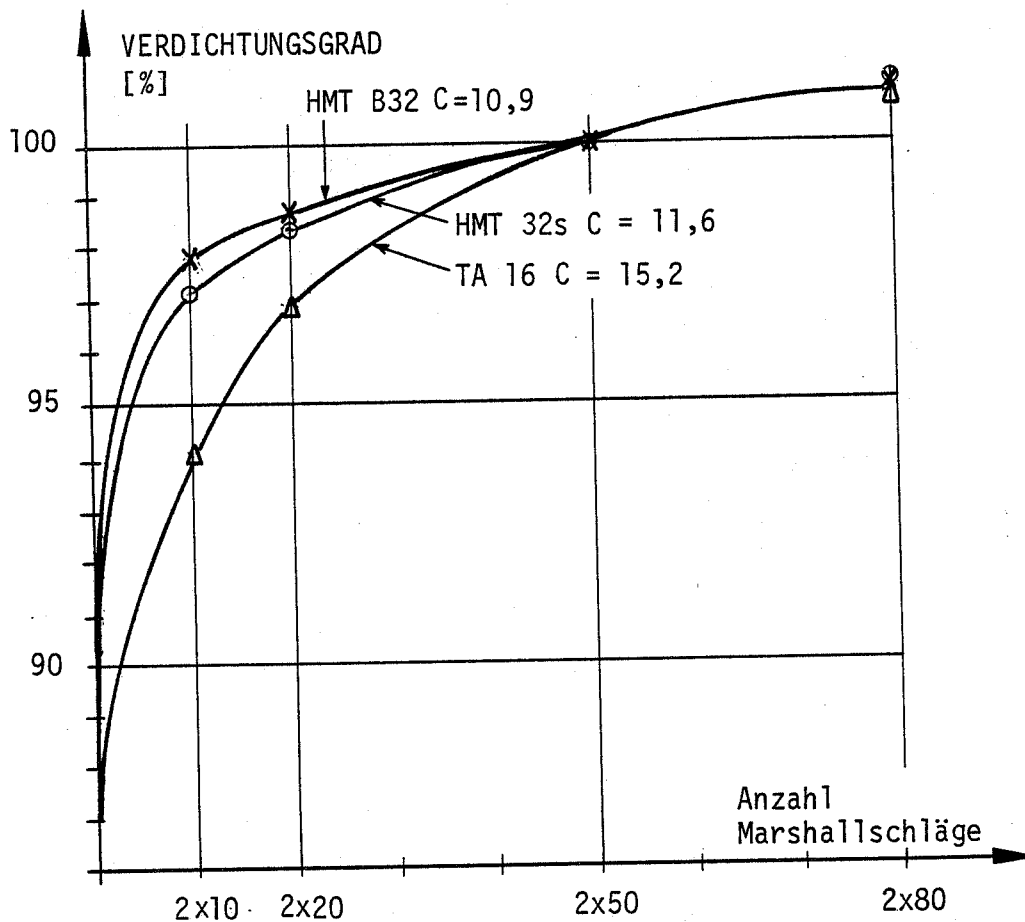


Abbildung 2: Abhängigkeit des Verdichtungsgrades von der Anzahl Verdichtungsschläge mit dem Marshallhammer

Beim TA 16 weist die signifikant (95 %) höhere Steifigkeit gegenüber den grobkörnigen Mischungen, auf einen grösseren Verformungswiderstand hin. Die Versuchsergebnisse sind in Tabelle 2 zusammengestellt.

Zur Beurteilung der Verdichtungswilligkeit eines Mischgutes hat ARAND [33] einen mathematischen Ansatz vorgeschlagen, der den Umstand berücksichtigt, dass die Verdichtungswirkung einer Verdichtungsarbeit auch vom momentanen Dichtezustand der bituminösen Masse abhängt:

$$VG_{(A)} = VG_{\infty} + (VG_0 - VG_{\infty})e^{-A/c}$$

A : Verdichtungsarbeit (Anzahl Marshallschläge)

VG_0 : Anfangsverdichtungsgrad (A = 0)

VG_{∞} : Endverdichtungsgrad (A = ∞)

Wie ARAND nachgewiesen hat, ist der Parameter C, unabhängig vom betrachteten Dichtemerkmal - Rohdichte, Hohlraumgehalt oder Verdichtungsgrad - eine universelle Konstante zur Beschreibung der Verdichtungswilligkeit einer bituminösen Masse.

Zur Berechnung des Parameters C wurde von den drei eingebauten Mischungen HMT 32s, HMT/B 32 und TA 16 je eine Reihe von Probekörpern mit unterschiedlicher Verdichtungsarbeit hergestellt und der Verdichtungsgrad wurde bestimmt (siehe Tabelle 3). Die Zunahme des Verdichtungsgrades mit steigender Anzahl Schlägen ist aus Abbildung 2 ersichtlich. Sehr deutlich ist der TA 16 als verdichtungsunwilliges Mischgut zu erkennen, während sich die beiden grobkörnigen Mischungen kaum voneinander unterscheiden.

2.2.2. Beschreibung der eingesetzten Walzen

Die Kenndaten der im Rahmen dieses Forschungsauftrages eingesetzten Walzen sind der Tabelle 4 zu entnehmen. Die Einstellung des Pneudruckes bei den Pneuwalzen und der Frequenz bei Vibrationswalzen wurde den Unternehmern überlassen; d. h. die Walzen arbeiteten so wie sie dies üblicherweise tun.

TABELLE 4: Beschreibung der eingesetzten Walzen

V i b r a t i o n s w a l z e n :			
	V1	Tandem-Vibrationswalze Amman DTV 822	V2 Bomag BW 160 A
Gewicht :		9 t	7,8 t
Raddurchmesser :		1080 mm	1200 mm
Radbreite vorne :		1480 mm	1650 mm
Radbreite hinten :		1430 mm	1650 mm
Frequenz :		43 hz	45 hz
Amplitude :		0,8 mm	
Fliehkraft pro Rad:		36 kN	65 kN
P n e u w a l z e n :			
	P1	Amman DPW 15	P2 Albaret Ortopactor 1422
Gewicht :		15 t	20 t
Radlast :		2,5 t	3 t
Pneudruck :		5 atü	7 atü
Reifendurchmesser :		1080 mm	1000 mm
Reifenbreite :		305 mm	315 mm
G l a t t m a n t e l w a l z e n :			
	G1	3-Rad-Walze Zettelmeyer Europ S 12	G2 3-Rad-Walze Amman NS 12,5
Gewicht :		14 t	15,5 t
Achslast vorne :		5,6 t	6,5 t
Achslast hinten :		8,4 t	9 t
Linienlast vorne :		51,0 kp/cm	44,0 kp/cm
Linienlast hinten :		je 76,2 kp/cm	je 61,0 kp/cm
C _r vorne :		3,9	3,3
C _r hinten :		4,8	4,3
Raddurchmesser vorne :		1300 mm	1400 mm
Raddurchmesser hinten:		je 1600 mm	je 1500 mm
Radbreite vorne :		1100 mm	1400 mm
Radbreite hinten:		je 550 mm	je 700 mm

$$C_r = \frac{\text{Gewicht}}{\text{Radbreite} \times \text{Raddurchmesser}}$$

2.2.3. Beschreibung der Messungen

a) Rohdichtemessungen

Die Zunahme der Rohdichte der zu verdichtenden bituminösen Schicht wurde in Funktion der Anzahl Passen mit Isotopengeräten zerstörungsfrei gemessen. Nach jedem Walzübergang wurde die Rohdichte mit zwei Troxlersonden (Modell 3411) an zwei definierten Messstellen gemessen. Der Einfluss der Unebenheit auf die Messung machte sich bei der Pneuwalze unangenehm bemerkbar, konnte doch das Gerät infolge der Pneuindrücke zum Teil nicht flach aufgesetzt werden. Die daherrührenden Schwankungen der Messergebnisse konnten jedoch dank der Doppelmessung weitgehend eliminiert werden.

In einer kürzlich erschienenen Arbeit [9] wurde darauf hingewiesen, dass die Anwendung der Isotopensonde bei grobrauher Oberfläche zu niedrige Rohdichte liefert. Anhand von Sandfleckmessungen (siehe Kapitel "Griffigkeit") konnte gezeigt werden, dass die Textur des TA 16 trotz der unterschiedlichen Verdichtungstechniken konstant blieb. Der Einfluss der Rauigkeit der Oberfläche auf die Isotopenmessung muss also in der vorliegenden Arbeit nicht berücksichtigt werden, solange man die Verdichtungswirkung der einzelnen Walzen innerhalb des gleichen Mischgutes miteinander vergleicht. Die mit der Isotopensonde ermittelten Rohdichten wurden mit den Rohdichten aus Tauchwägungen an Bohrkernen verglichen und falls nötig entsprechend korrigiert.

b) Temperaturmessungen

Die Kontrolle der Abkühlung der bituminösen Schichten während dem Verdichtungs Vorgang wurde mit Temperaturfühlern PT 100 durchgeführt. Das Funktionsprinzip dieser Fühler beruht auf der Messung der Änderung des elektrischen Widerstandes eines Platindrahtes als Folge der Temperaturänderung. Mit einem 3-Leitersystem wird der Einfluss der Länge der Messleitung sowie deren Temperaturempfindlichkeit kompensiert. Die Messgenauigkeit erfüllt die in der DIN 43760 formulierten Anforderungen, d. h.:

bei $100^{\circ}\text{C} \pm 1.1^{\circ}\text{C}$

bei $180^{\circ}\text{C} \pm 1.5^{\circ}\text{C}$

Da diese empfindlichen Sonden in die bituminösen Schichten eingebaut wurden, mussten sie vor einer übermäßigen Beanspruchung durch die Walzen ge-

schützt werden. Zu diesem Zweck wurden sie in Stahlröhrchen gesteckt. Dadurch nahm die Masse der Fühler zu, was deren Trägheit entscheidend vergrößerte. Es wurde festgestellt, dass die mit Stahlröhrchen geschützten Fühler ca. 10 Minuten benötigten um die Umgebungstemperatur anzunehmen. Dieser Nachteil wurde dadurch wettgemacht, indem man die Fühler vor der eigentlichen Messung auf die Temperatur des Mischgutes vorwärmte, um so die Abkühlung der bituminösen Schichten schon in den ersten Minuten zu erfassen.

Die Temperaturfühler wurden unmittelbar hinter dem Fertiger etwa in der Mitte der bituminösen Schicht eingebaut. Pro Messstelle wurden zwei Fühler eingesetzt, um einerseits eine zuverlässige Messung zu ermöglichen und andererseits bei einem eventuellen Ausfall durch mechanische Beschädigung die Temperaturkontrolle zu sichern. Da die Fühler nach der Verdichtung nicht mehr ausgebaut wurden, konnte auch das Erwärmen der HMT beim Einbau des Belages gemessen werden.

3. VERGLEICH DER WALZENTYPEN ANHAND DER ERZIELTEN VERDICHTUNGEN

3.1. BEMERKUNG ZUR STATISTIK

In den folgenden Kapiteln werden häufig Mittelwerte relevanter Merkmale verglichen, um die durchgeführten Versuchsreihen einander gegenüber zu stellen. Da diese Mittelwerte jedoch einer, meist unterschiedlichen Streuung unterworfen sind, ist es ohne statistische Untersuchung nicht möglich zu beurteilen, ob sie sich signifikant unterscheiden. Um dies zu prüfen wurde daher, in der Annahme die Einzelwerte seien normal verteilt, die Testgrösse $\hat{t}$ (als Funktion der Mittelwerte und deren Standardabweichung) bestimmt und mit dem Wert t aus der Student'schen Verteilung verglichen [34]. Ist die Testgrösse $\hat{t}$ kleiner, so besteht kein "signifikanter" Unterschied, wobei das Signifikanzniveau zu wählen ist. Das Signifikanzniveau gibt an, mit welcher statistischen Sicherheit zwischen den betrachteten Mittelwerten ein Unterschied besteht. Im vorliegenden Bericht wird diese statistische Sicherheit jeweils in Klammern angegeben.

3.2. DIE VERDICHTUNGSWIRKUNG DER EINZELNEN WALZENTYPEN

Um die Leistungsfähigkeit der einzelnen Walzenarten zu beurteilen, wurde die zum Erreichen eines Verdichtungsgrades von 98 % erforderliche Anzahl Walzübergänge als Kriterium gewählt. Dieser Verdichtungsgrad entspricht dem von der Norm (SN 640 431) vorgeschriebenen minimalen Wert.

Damit die Messungen der Zunahme der Rohdichte unter praxisnahen Bedingungen durchgeführt werden konnten, wurden die Walzen so eingesetzt wie es der Unternehmer üblicherweise macht. Im einzelnen bedeutet das konkret:

- Die Wahl der Fahrgeschwindigkeit der Walzen wurde dem Unternehmer überlassen.
- Bei der Vibrationswalze wurden die ersten 2 - 3 Uebergänge statisch gefahren.
- Bei den mit der Pneuwalze verdichteten Versuchsfeldern wurde nach 15 bis 20 Uebergängen die Glattmantelwalze zusätzlich eingesetzt. Dies einerseits um den geforderten Verdichtungsgrad zu erreichen und anderseits um Unebenheiten auszuglätten.

Bei der Beurteilung der Verdichtungswirkung kann für alle Versuchsstrecken von einer einheitlichen Vorverdichtung durch den Fertiger ausgegangen werden. Bei der HMT erreicht der Fertiger einen Verdichtungsgrad von ca. 80 % bis 83 %, beim TA 16 von ca. 85 %.

Ohne näher auf den Einfluss der Mischguttemperatur und der Witterung einzugehen (siehe Abschnitt 3.4.), kann der Tabelle 5 entnommen werden, dass die Vibrationswalzen den geforderten Verdichtungsgrad in der Regel mit der kleinsten Anzahl Walzübergänge erreichen; es waren durchschnittlich 10 Walzübergänge erforderlich. Die Glattmantelwalzen stehen den Vibrationswalzen mit einem Mittelwert von 12 Walzübergängen nur geringfügig nach und können fast als ebenbürtig bezeichnet werden. Beim Vergleich dieser beiden Walzentypen fällt im weiteren auf, dass die Streuung der Anzahl erforderlicher Walzübergänge bei der Vibrationswalze bedeutend grösser ist. So waren bei dieser Walzenart je nach Versuchsstrecke zwischen 7 und 16 Walzübergänge notwendig, während bei der Glattmantelwalze zwischen 10 und 15 benötigt wurden.

Bei allen 6 Versuchsstrecken konnte die Pneuwalze den geforderten Verdichtungsgrad von 98 % alleine nicht erreichen. Aus allen Versuchsstrecken wurde als typisches Beispiel der Zunahme des Verdichtungsgrades in Abhängigkeit der Anzahl Walzübergänge, die Versuchsstrecke 2 (TA 16) ausgewählt und in Abbildung 3 dargestellt. (Der Verlauf des Verdichtungsgrades der übrigen Versuchsstrecken ist im Anhang D wiedergegeben). Es ist deutlich zu sehen, dass die Pneuwalze nach einer gewissen Anzahl Walzübergänge keine weitere Zunahme des Verdichtungsgrades erzeugt und dass diese Walze alleine keinen genügenden Verdichtungsgrad erreichen kann.

Beim kombinierten Einsatz von Pneu- und Glattmantelwalzen (Kombination G-P-G) sind die mit Pneuwalzen gefahrenen Walzübergänge massgebend. Dabei ist nicht nur die Anzahl dieser Uebergänge ausschlaggebend, sondern auch deren zeitliche Folge während des Verdichtungsvorganges. Wird die Pneuwalze zu Beginn der Verdichtung eingesetzt, so erzeugt sie eine Zunahme des Verdichtungsgrades, während sie ab einem bestimmten Verdichtungsgrad nicht nur keine weitere Zunahme bewirkt, sondern auch noch kostbare Zeit beansprucht in der sich das Mischgut abkühlt.

TABELLE 5: Erforderliche Anzahl Walzübergänge zum Erreichen eines Verdichtungsgrades von 98 %

Versuchsstrecke		1	2	3	1	2	3
Mischgut		HMT 32s	HMT/B 32	HMT 32s	TA 16		
Walzentyp	Vibrationswalze	10	8	16	13	7	8
	Pneuwalze (P)	16*	21*	28*	25*	16*	21*
	Glattmantelwalze (G)	14	15	10	11	10	12
	Kombination (G-P-G)	16	21	-	20	10	-

* Um den Verdichtungsgrad von 98 % zu erreichen mussten Glattmantelwalzen eingesetzt werden.

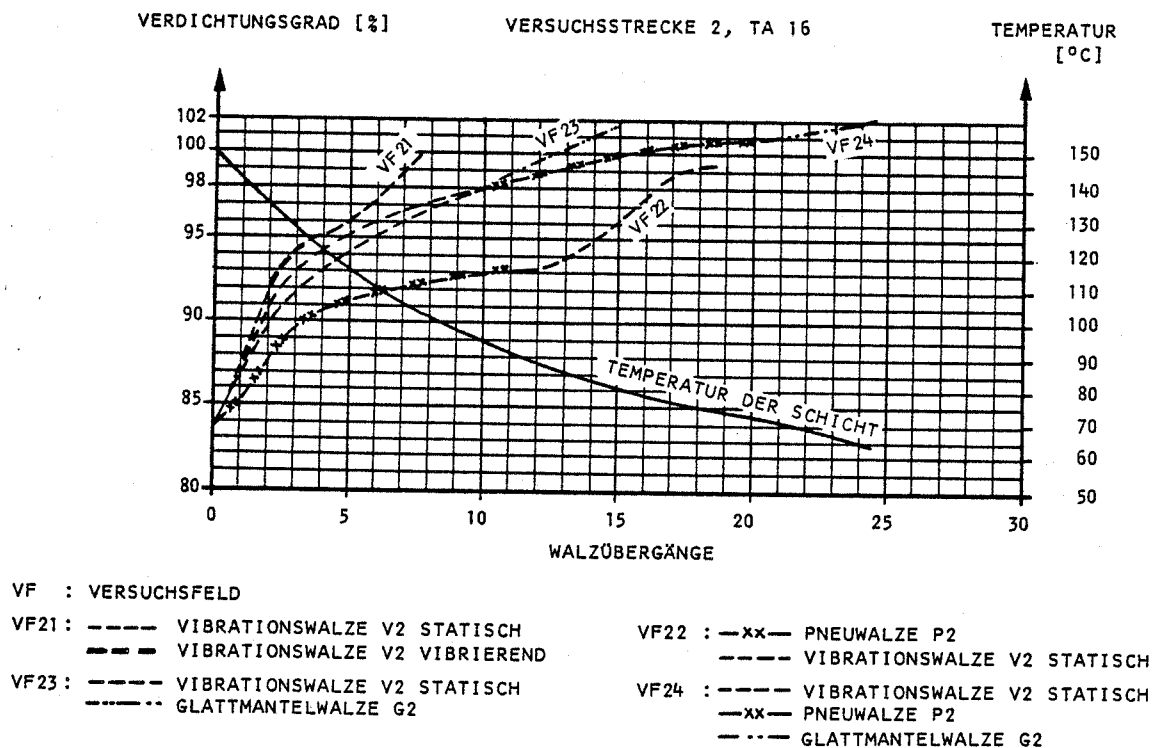


Abbildung 3: Zunahme des Verdichtungsgrades in Abhängigkeit der Anzahl Walzübergänge (Versuchsstrecke 2, TA 16)

3.3. EINFLUSS DER VERDICHTUNGSWILLIGKEIT

Die Verdichtungswilligkeit der beiden Tragschichten ist sehr ähnlich, beträgt doch der C-Wert (siehe Tabelle 2) für die HMT 32s 11.6 und für die HMT/B 32 10.9. Mit dem TA 16, der wesentlich verdichtungswilliger ist (C = 15.2) dürfen die HMT nicht verglichen werden, da die Schichtdicke der HMT viel grösser ist.

Um den Einfluss der Verdichtbarkeit der Mischungen auf den Verdichtungs-vorgang zu untersuchen, müssen die Versuchsstrecken 1 und 2 (Anhang C, Blatt 1 und 2) miteinander verglichen werden, da die 3. Versuchsstrecke bei wesentlich niedrigeren Temperaturen verdichtet wurde. Doch auch bei diesem Vergleich kann der Einfluss der Verdichtbarkeit nicht isoliert betrachtet werden, denn es kamen auf den beiden Versuchsstrecken unterschiedliche Vibrations-, Pneu- und Glattmantelwalzen zum Einsatz. Es kann jedoch daraus geschlossen werden, dass der Unterschied in der Verdichtbarkeit der beiden Mischungen zu klein war um den Verdichtungs-vorgang entscheidend zu beeinflussen.

3.4. EINFLUSS DER VERDICHUNGSTEMPERATUR

Aus der Tabelle 6 ist zu entnehmen, dass die HMT der 3. Versuchsstrecke bei tieferen Temperaturen verdichtet wurde als die der Strecken 1 und 2. Beim TA 16 sind die Versuchsstrecken 1 und 2 bei niedrigeren Verdichtungstemperaturen gewalzt worden.

Bei der HMT die bei ungünstigeren Witterungsverhältnissen eingebaut wurde (Versuchsstrecke 3), benötigte die Glattmantelwalze eine kleinere Anzahl Walzübergänge als die Vibrationswalze um einen Verdichtungsgrad von 98 % zu erreichen. In den beiden Versuchsstrecken des TA 16 die bei niedrigeren Verdichtungstemperaturen gewalzt wurden, erreichte die Glattmantelwalze den geforderten Verdichtungsgrad einmal mit weniger und einmal mit mehr Walzübergängen als die Vibrationswalze.

Bei tieferen Verdichtungstemperaturen wird die Rangfolge der Walzentypen hinsichtlich ihrer Verdichtungswirkung nur wenig verändert:

TABELLE 6: Temperatur der bituminösen Schicht bei Beginn und Ende (= Verdichtungsgrad von 98 %) der Verdichtung

VERSUCHSSTRECKE		1	2	3	1	2	3
MISCHGUT		HMT 32s	HMT/B 32	HMT 32s	TA 16		
Vibrationswalze	Temperatur beim Verdichtungsbeginn [°C]	140	165	140	135	140	130
	Temperatur beim Verdichtungsende [°C]	115	130	90	70	110	85
Pneuwalze (P)	Temperatur beim Verdichtungsbeginn [°C]	140	165	140	135	140	130
	Temperatur beim Verdichtungsende [°C]	95	95	75	60	80	58
Glattmantelwalze (G)	Temperatur beim Verdichtungsbeginn [°C]	140	165	140	135	140	130
	Temperatur beim Verdichtungsende [°C]	105	110	100	75	95	72
Kombination (G-P-G)	Temperatur beim Verdichtungsbeginn [°C]	140	165		135	140	
	Temperatur beim Verdichtungsende [°C]	100	95		62	95	

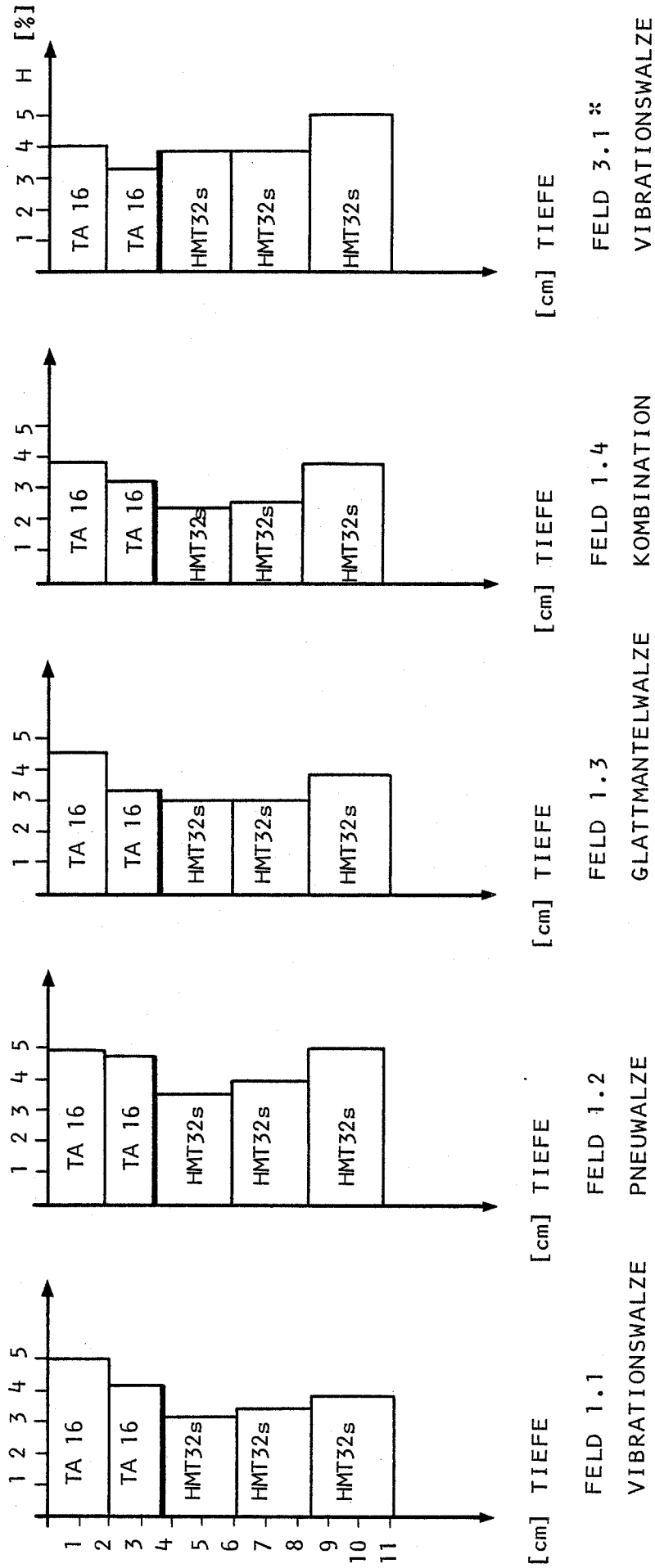
WALZENTYP

- Die in dieser Arbeit eingesetzten Glattmantel- und Vibrationswalzen sind in bezug auf ihre Verdichtungswirkung gleichwertig.
- Die Pneuwalzen, die bereits bei höheren Verdichtungstemperaturen keinen genügenden Verdichtungsgrad erreichen können, vermögen bei tieferen Temperaturen erst recht nicht ausreichend zu verdichten.

3.5. DIE TIEFENWIRKUNG DER EINZELNEN WALZENTYPEN

Um die Wirkung der einzelnen Walzenarten im unteren Bereich der bituminösen Schichten zu untersuchen, wurden Bohrkerne mit einem Durchmesser von 15 cm in einzelne Scheiben zerlegt. An diesen ca. 2 cm dicken Scheiben wurde die Rohdichte (früher Raumgewicht) entsprechend der schweizerischen Norm SN 671 967 bestimmt. Der daraus ermittelte Hohlraumgehalt ist in Abbildung 4 in Funktion der Tiefe graphisch dargestellt. Die Einzelwerte sind im Anhang E tabellarisch aufgeführt.

Aus der Abbildung 4 ist ersichtlich, dass der Hohlraumgehalt über die Schichtdicke nicht konstant bleibt. Um die Homogenität der Verdichtung zu untersuchen, wurde in der Tabelle 7 das Verhältnis V der Hohlraumgehalte der obersten und untersten Scheibe gebildet. (Bei einer ideal gleichmässigen Verdichtung müsste also das Verhältnis V gleich 1 sein). Dünnere Schichten (4,5 cm) werden mit allen vier Verdichtungsarten im oberen Teil der Schicht schlechter verdichtet als im unteren ($V > 1$). Bei dickeren Schichten (9 cm) hingegen, kann im oberen Bereich eine höhere Verdichtung beobachtet werden. Bei geringer Schichtstärke erreicht die Pneuwalze die homogenste Verdichtung ($V = 1.02$), die Glattmantelwalze die inhomogenste ($V = 1.39$). Obwohl die Homogenität der Verdichtung von der Verdichtbarkeit des Mischgutes abhängt, bleibt diese Rangfolge auch bei unterschiedlichen Verdichtbarkeiten für dünne Beläge erhalten. In [12] wird über den Einbau zweier AB 16 mit identischen Sieblinien aber unterschiedlichem Sand (Rund- und Brechsand) berichtet. Trotz der sehr unterschiedlichen Verdichtbarkeit, lieferte die Pneuwalze in beiden Fällen die homogenste Verdichtung, die Glattmantelwalze die inhomogenste. Bei dicken Schichten konnte die über die Tiefe gleichmässigste Verdichtung mit Vibrationswalzen erzielt werden, während bei Pneuwalzen die inhomogenste Verdichtung beobachtet wurde. Der Vergleich der mit einer Vibrationswalze bei unterschied-



* DAS FELD 3.1 WURDE BEI EINER NIEDRIGEREN TEMPERATUR VERDICHTET

Abbildung 4: Hohlraumgehalt in Funktion der Tiefe

licher Temperatur verdichteten bituminösen Schicht zeigt, dass sich bei dünnen Schichten niedrigere Verdichtungstemperaturen auf die Homogenität der Verdichtung nicht auswirkt, wogegen bei dickeren Schichten höhere Temperaturen von Vorteil sind.

TABELLE 7: Beurteilung der Homogenität der verdichteten bituminösen Schichten durch das Verhältnis der Hohlraumgehalte im oberen und unteren Teil der Schichten:

	1.1 Vibrations- walze *	1.2 Pneuwalze (P)	1.3 Glattmantel- walze (G)	1.4 Kombination G-P-G	3.1 Vibrations- walze *
TA 16	1.19	1.02	1.39	1.15	1.21
HMT 32s	0.82	0.71	0.79	0.68	0.76

$$V = \frac{\text{Hohlraumgehalt oben}}{\text{Hohlraumgehalt unten}}$$

* = 1.1 weist eine etwas höhere Verdichtungstemperatur als 3.1 auf.

3.6. BEURTEILUNG DER KORNERZERTRÜMMERUNG

Der Anteil der beim Walzen zertrümmerten Splittkörner kann einen ganz erheblichen Einfluss auf das Gebrauchsverhalten der bituminösen Schichten haben. Während Splittkörner, die bei der Aufbereitung des Mischgutes zerstört werden (Temperaturschock in der Trockentrommel, Beanspruchung im Mischer) noch mit Bindemittel umhüllt werden können, wird ein bei der Verdichtung entstandener Riss nicht mehr verklebt. Zertrümmerte Körner sind demnach kohäsionslose Stellen in der bituminösen Schicht, die nur bedingt Spannungen übertragen können und daher den Verformungswiderstand negativ beeinflussen. An der Oberfläche des Belages liegende, zerbrochene Mineralkörner üben einen weiteren nachteiligen Einfluss auf das Gebrauchsverhalten aus. Nicht verklebte Bestandteile eines Kornes werden aus dem Belag gelöst, was zu einem grösseren Verschleiss führt. Durch Einwirkung des Frostes wird das gerissene Korn beansprucht und weiter zerstört, was den Verschleiss zusätzlich beschleunigt.

Um den Einfluss der Walzenart auf die Anzahl zerbrochener Splitte zu beurteilen, wurde folgende Versuchsreihe durchgeführt: Aus den Versuchsfeldern 1.1. (Vibrationswalze), 1.2. (Pneuwalze), 1.3. (Glattmantelwalze) und 1.4. (Kombination G-P-G) wurden je 10 Bohrkern mit einem Durchmesser von 15 cm gezogen. Der oben liegende TA 16 wurde in zwei, die HMT 32s in drei Scheiben zu 2 bis 2,5 cm Dicke getrennt. Auf den Schnittflächen wurden nun die zertrümmerten Splittkörner gezählt. Um auch auf der noch unbefahrenen Oberfläche die Körner beurteilen zu können, wurde der Bindemittelfilm durch Sandstrahlen vorsichtig entfernt. Auf diese Weise konnte die Anzahl zertrümmerter Splittkörner in Abhängigkeit der Schichttiefe ermittelt werden, wobei pro Versuchsfeld eine totale Fläche von ca. 0.17 m² untersucht wurde.

In Abbildung 5 ist die Anzahl zerbrochener Splittkörner pro m² in Abhängigkeit der Schichttiefe aufgezeichnet; es lassen sich daraus folgende Schlüsse ziehen:

- Die Kornzertrümmerung tritt bei allen Verdichtungsarten und bei beiden bituminösen Schichten vor allem an der Oberfläche auf. Im Belagsinnern sind vier bis fünf Mal weniger Körner zertrümmert worden als an der Oberfläche. Inwieweit die in der bituminösen Schicht vorhandenen ca. 50 zerstörten Splittkörner pro m² den Verformungswiderstand beeinflussen, wurde nicht untersucht, doch dürften sie eine eher untergeordnete Rolle spielen. Die vorwiegend oberflächliche Zertrümmerung der groben Körner kann keine wesentlichen Veränderungen in der Kornzusammensetzung (Sieblinie) bewirken. In [12] wurde untersucht, ob die Kornzertrümmerung unter Vibrowalzen zu einer feststellbaren Zunahme des Füllergehaltes führt. Durch Extraktion von Bohrkernen und durch den Vergleich mit der Ausgangssieblinie, konnte keine Erhöhung des Füllergehaltes festgestellt werden.
- Beim 32er Mischgut wurden generell weniger Splittkörner zerschlagen als beim 16er. Dies mag allerdings damit zusammenhängen, dass beim groben Belag auch weniger Körner pro Einheitsfläche sichtbar sind.
- Die Vibrationswalze (Abbildung 5) hat beim TA 16 signifikant (99 %) mehr Körner zertrümmert als alle anderen Walzentypen. Bei der HMT konnte kein Unterschied zwischen den Walzentypen festgestellt werden.

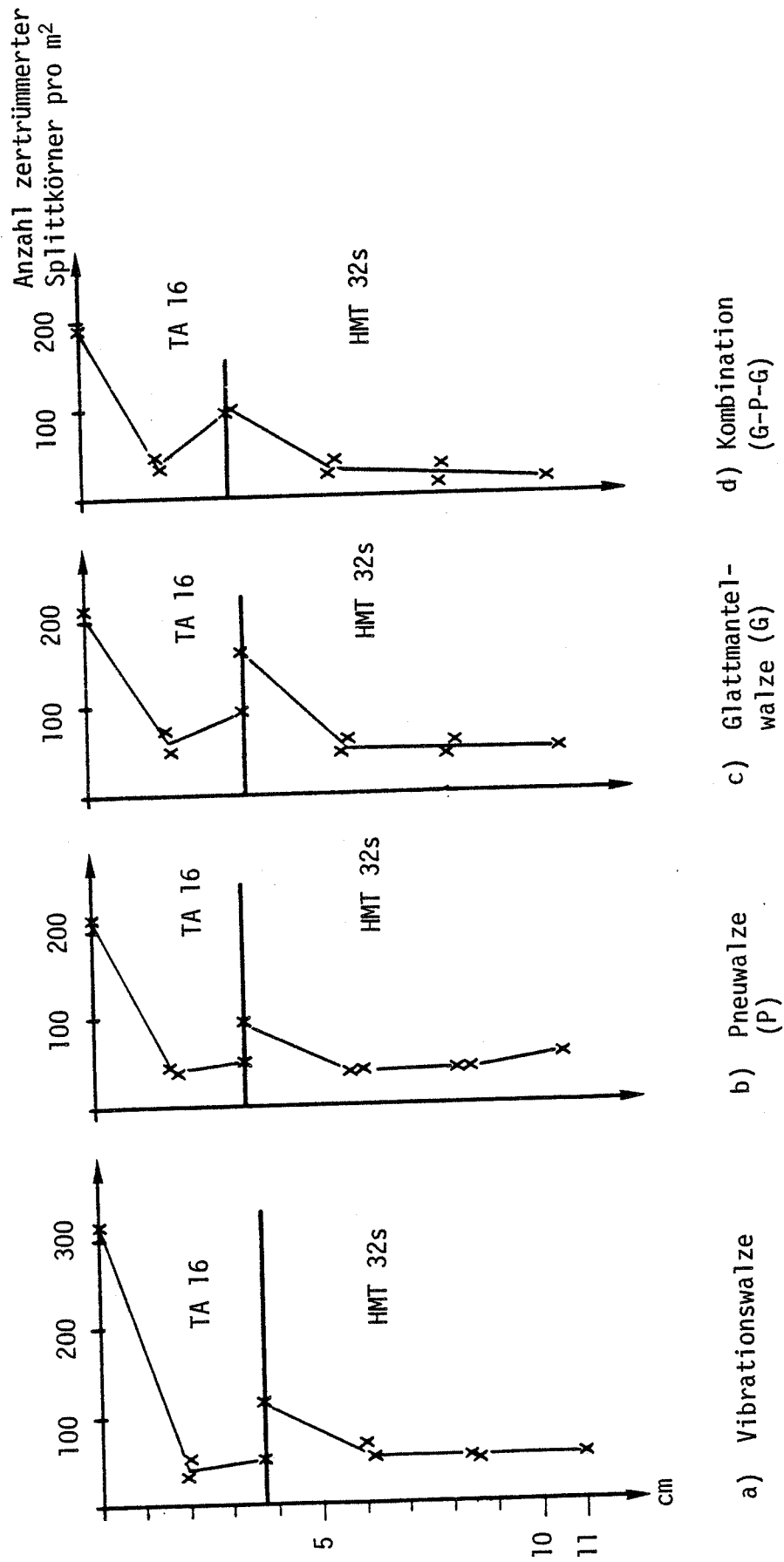


Abbildung 5: Anzahl der beim Walzen zertrümmerter Splittkörner pro m² in Funktion der Schichttiefe

- Beim TA 16 haben die Pneuwalze, die Glattmantelwalze und die Kombination der beiden, etwa gleich viele Splittkörner zertrümmert. Hier muss allerdings einschränkend erwähnt werden, dass auf dem Versuchsabschnitt "Pneuwalze" auch die Glattmantelwalze eingesetzt wurde, da die Pneuwalze den erforderlichen Verdichtungsgrad nicht erreichen konnte. Wie viele Splittkörner nun von der einen oder anderen Walze zerstört wurden, lässt sich, wie bei der "Kombination", nicht rekonstruieren. Sicher wäre es falsch anzunehmen, unter einer Pneuwalze könne überhaupt keine Kornzertrümmerung auftreten; der Korn-zu-Korn-Druck kann bei den obersten Splittkörnern so gross werden, dass das Mineral zerstört wird.

Obwohl die Walzen beim Zertrümmern der Splittkörner die Hauptrolle spielen, muss erwähnt werden, dass der Zustand der Körner vor der Verdichtung nicht unwesentlich ist. So können bei der Aufbereitung der Splittkörner Risse entstehen (Sprengung, Brechvorgang, Temperaturschock) die eine bevorzugte Bruchfläche bilden und dadurch das Korn zum vornherein schwächen. Da im vorliegenden Fall bei allen Versuchsabschnitten das Mischgut aus der gleichen Aufbereitungsanlage bezogen wurde, ist anzunehmen, dass der Zustand der Splittkörner immer gleich war und damit dieser Einfluss nicht berücksichtigt werden muss.

3.7. FOLGERUNGEN

Die bisherigen Vorstellungen über die Verdichtungswirkung von Vibrations-, statischen Glattmantel- und Pneuwalzen konnten bestätigt werden. Um einen bestimmten Verdichtungsgrad zu erreichen, genügen beim Einsatz von Vibrationswalzen etwas weniger Walzübergänge als bei statischen Glattmantelwalzen. Der Unterschied zwischen diesen beiden Walzentypen ist allerdings recht bescheiden, was sich dadurch erklären lässt, dass bei den Vibrationswalzen die ersten Ueberrollungen üblicherweise mit ausgeschalteter Vibration gefahren werden (um anzudrücken).

Mit Pneuwalzen kann kein genügender Verdichtungsgrad erreicht werden. Trotz einer grösseren Anzahl Passen bei einer höheren Verdichtungstemperatur konnte die Pneuwalze den von der Glattmantelwalze erzielten Verdichtungsgrad nicht erreichen.

Bei der Beurteilung der Tiefenwirkung der einzelnen Walzentypen erreicht beim 4 cm dicken TA 16 die Pneuwalze die homogenste Verdichtung, bei der 9 cm dicken HMT 32s war es die Vibrationswalze.

Die beim Walzen beobachtete Zerstrümmerung von Splittkörnern ist vorwiegend ein Oberflächenproblem. Die Vibrationswalzen zerstören bei relativ dünnen Belägen signifikant mehr Körner als andere Walzentypen.

4. MECHANISCHE EIGENSCHAFTEN

4.1. EINFLUSS DES VERDICHUNGSGRADES

Um zu untersuchen, ob die Verdichtungstechnik einen Einfluss auf das mechanische Verhalten der bituminösen Schichten hat, wäre als wichtige Voraussetzung ein einheitlicher Verdichtungsgrad zu fordern. Erfahrungsgemäss kann dieser Kennwert einen grossen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften, insbesondere auf den Verformungswiderstand ausüben. Bevor die mechanischen Eigenschaften beurteilt werden, muss der Einfluss des Verdichtungsgrades untersucht werden, da leider kein einheitlicher Verdichtungszustand für alle Versuchsfelder erreicht werden konnte. Im Folgenden werden die drei durchgeführten Versuchsarten zur Bestimmung der mechanischen Eigenschaften einzeln behandelt, denn es ist anzunehmen, dass die verschiedenen Versuchsergebnisse unterschiedlich vom Verdichtungsgrad beeinflusst werden.

4.1.1. Marshallversuch

Auf Abbildung 6 sind die Ergebnisse aus dem Marshallversuch an Bohrkerne in Abhängigkeit vom Verdichtungsgrad dargestellt. Daraus kann entnommen werden, dass der Fliesswert FM völlig unabhängig von der erreichten Verdichtung ist.

Auf die Stabilität SM dagegen, übt der Verdichtungsgrad einen gewissen Einfluss aus, wobei auffällt, dass er bei grobkörnigerem Material grösser ist. Die Korrelation der Regressionsgeraden bei der HMT ist mit $r = 0.89$ recht gut, falls man die mit der Vibrationswalze verdichteten Versuchsfelder 1 und 3 als Ausreisser betrachtet. Dank dieser eindeutigen Beziehung lassen sich alle Unterschiede in der Stabilität SM bei der HMT auf einen unterschiedlichen Verdichtungsgrad zurückführen. Einzig die Vibrationswalze scheint bei den Versuchsfeldern 1 und 3 gegenüber anderen Walzen bzw. gegenüber dem Versuchsfeld 2, bei gleichem Verdichtungsgrad kleinere Stabilitäten SM zu bewirken. Auch beim TA 16 liegen die Punkte in der Nähe einer Geraden. Da jedoch die meisten Werte zwischen 7 und 8 kN liegen, kann angenommen werden, dass für diese Mischung der Einfluss des Verdichtungsgrades zu vernachlässigen ist.

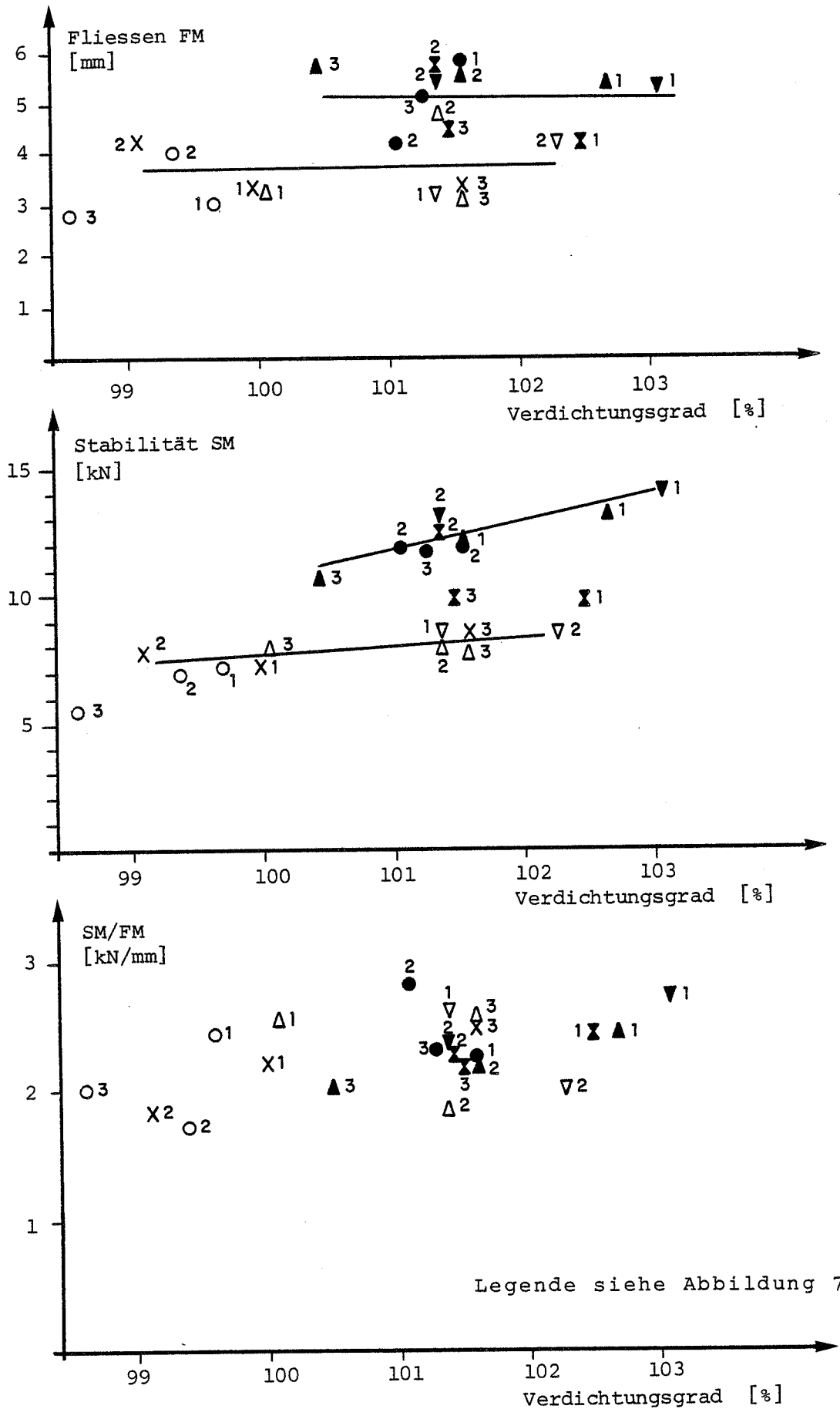


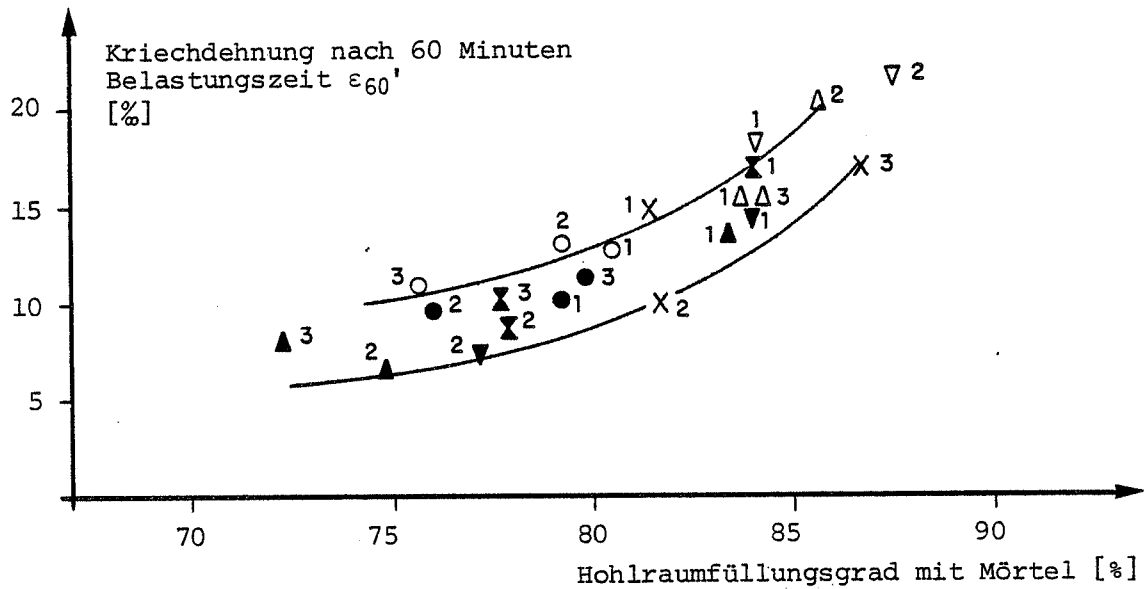
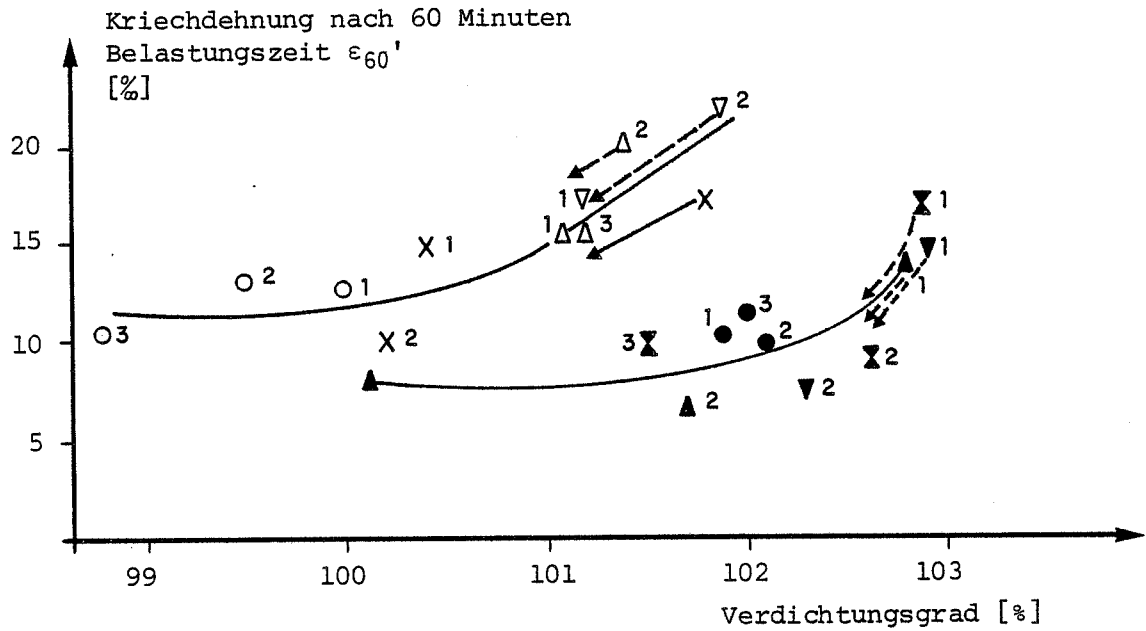
Abbildung 6: Einfluss des Verdichtungsgrades auf die Ergebnisse des Marshallversuches

Beim Verhältnis SM/FM kann weder für den TA 16 noch für die Tragschicht eine Abhängigkeit vom Verdichtungsgrad festgestellt werden. Die Ergebnisse aus dem Marshallversuch, lassen sich also direkt miteinander vergleichen, ohne dass jeweils der erreichte Verdichtungsgrad berücksichtigt werden muss.

4.1.2. Kriechversuch

Aus den bisherigen Erfahrungen mit dem einaxialen statischen Kriechversuch [4] ist bekannt, dass der Verdichtungsgrad bis zu einem gewissen Grenzwert keinen Einfluss auf die Kriechdehnungen ausübt. Darüber hinaus hat ein zunehmender Verdichtungsgrad grössere Kriechdehnungen zur Folge. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit steht also die Frage im Vordergrund, ob dieser Grenzwert überschritten wurde oder nicht. Der Abbildung 7 ist zu entnehmen, dass in einigen Versuchsfeldern dieser Grenzwert überschritten wurde, so dass die Kriechdehnungen eine starke Abhängigkeit vom Verdichtungsgrad zeigen, unabhängig vom eingesetzten Walzentyp. Interessant ist dabei die Feststellung, dass der Grenzwert, ab welchem die Kriechdehnungen stark zunehmen, für den TA 16 wesentlich tiefer liegt als für die grobkörnigen Mischungen. Bezieht man nun die Kriechdehnungen statt auf den Verdichtungsgrad auf den Hohlraumfüllungsgrad mit Mörtel, wobei unter Mörtel Filler und Bitumen zu verstehen ist, so findet man für beide Körnungen (16er und 32er) eine Einheitskurve. Der Hohlraumfüllungsgrad mit Mörtel muss somit als massgebendes Kriterium zur Beurteilung der Abhängigkeit des Verformungswiderstandes von der erreichten Verdichtung betrachtet werden. Auf diese, bereits in früheren Arbeiten [4][35] gezogene Folgerung, muss ganz besonders hingewiesen werden, gilt doch der Verdichtungsgrad in der Regel als Mass für die erreichte Verdichtung. Im Verdichtungsgrad sind aber keine Kennwerte des Rezeptes implizite enthalten, wie dies beim Hohlraumfüllungsgrad der Fall ist. Der Verdichtungsgrad darf daher nicht zur Beurteilung der Verdichtung unterschiedlicher Mischungen herangezogen werden; ein Vergleich ist nur über den Hohlraumfüllungsgrad statthaft.

Um die Beziehung zwischen dem Verformungswiderstand und den einzelnen Walzentypen beurteilen zu können, muss der Einfluss des Verdichtungsgrades eliminiert werden, da sonst die Versuchsergebnisse nicht unmittelbar ver-



X : Vibrationswalze
O : Pneuwalze (P)
Δ : Glattmantelwalze (G)
∇ : Kombination (G-P-G)

X O Δ ∇ : TA 16
X ● ▲ ▼ : HMT
1, 2, 3 : Nummer der Versuchsstrecke

Abbildung 7: Kriechdehnungen ϵ_{60}' in Funktion des Verdichtungsgrades und des Hohlraumfüllungsgrades mit Mörtel

glichen werden können. Diese Korrektur erfolgte, wie in Abbildung 7 mit Pfeilen angedeutet, für beide Korngrößen separat, entlang ihrer Regressionskurve. Die Einzelwerte sind dem Anhang F zu entnehmen.

4.1.3. Triaxialer Bruchversuch

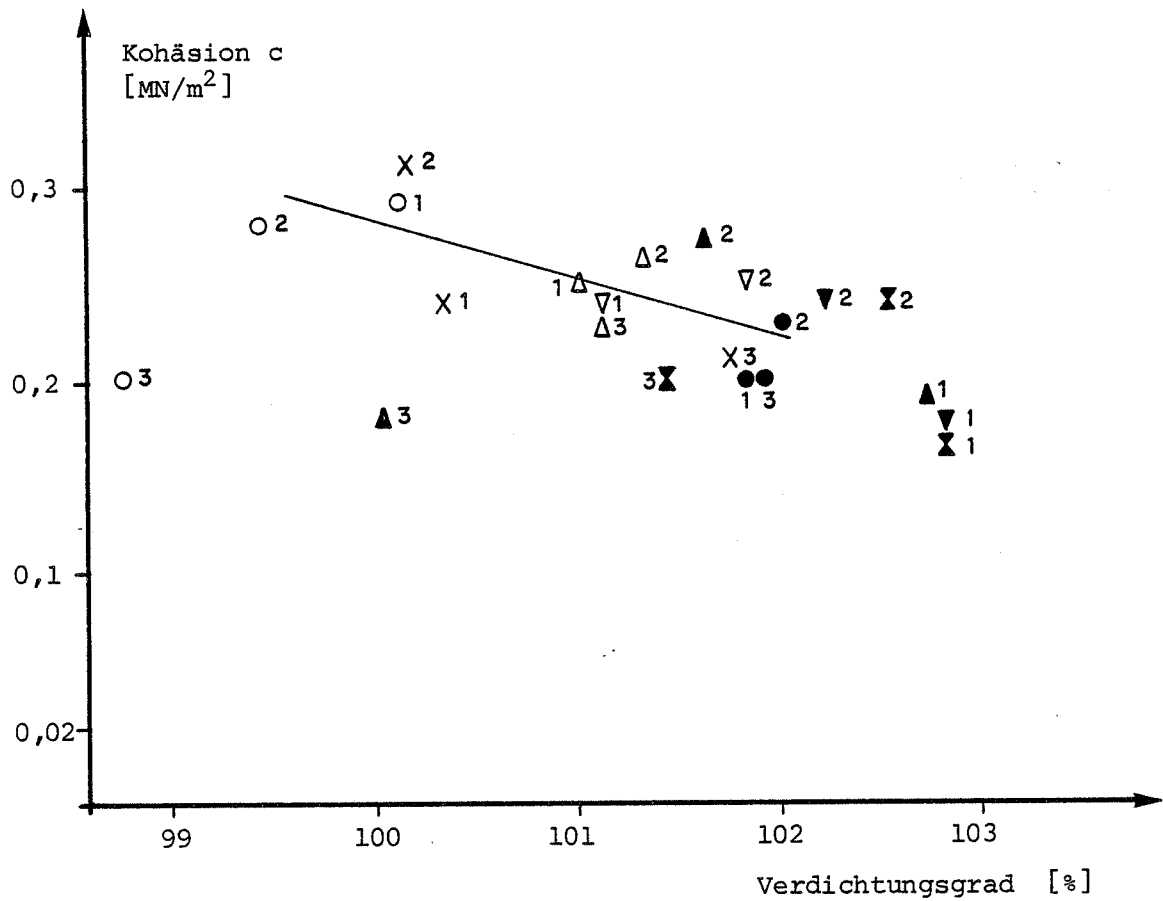
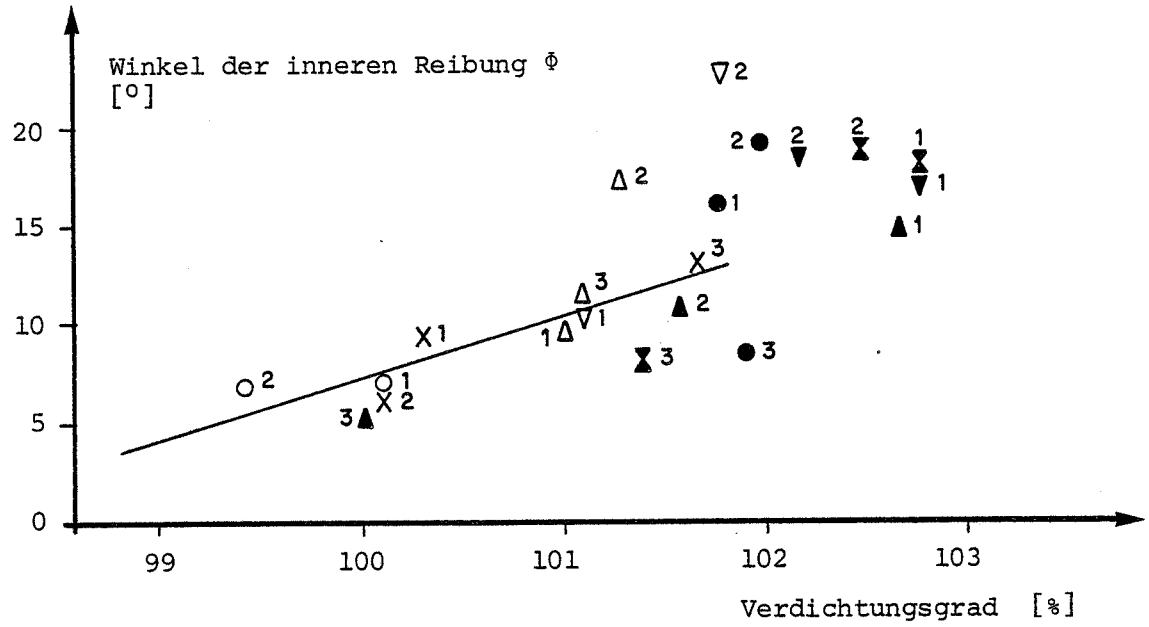
In der Abbildung 8 sind die Bruchsteifigkeiten bei 0 und 8 bar Seitendruck, in der Abbildung 9 der Winkel der inneren Reibung ϕ sowie die Kohäsion c in Funktion des Verdichtungsgrades dargestellt.

Die Steifigkeit beim Bruch bei 0 bar Seitendruck zeigt keine Abhängigkeit vom Verdichtungsgrad. Diese Werte bedürfen somit keiner Korrektur um miteinander verglichen zu werden. Bei 8 bar Seitendruck ist eine Tendenz zu steigender Steifigkeit mit zunehmendem Verdichtungsgrad zu beobachten. Die Streuung ist allerdings so gross, dass von keiner Regression gesprochen werden kann.

Zwischen dem Winkel der inneren Reibung ϕ und dem Verdichtungsgrad besteht beim TA 16 eine eindeutige Beziehung falls man die Versuchsabschnitte "Glattmantelwalze" und "Kombination G-P-G" der zweiten Versuchsstrecke, als Ausreisser betrachtet. Da diese Abhängigkeit linear ist und die Korrelation der Regressionsgeraden mit $r^2 = 0.87$ recht gut ist, können bis auf die Ergebnisse der beiden oben erwähnten Felder, alle Unterschiede im Winkel der inneren Reibung ϕ auf einen unterschiedlichen Verdichtungsgrad zurückgeführt werden. Das bedeutet, dass alle eingesetzten Walzentypen beim TA 16, den gleichen Winkel der inneren Reibung ϕ erzeugen, falls auch der gleiche Verdichtungsgrad erreicht wird.

Beim 32er Mischgut bilden die Versuchsergebnisse eine Punktwolke; es kann daher keine Beziehung zwischen dem Winkel der inneren Reibung ϕ und dem Verdichtungsgrad festgestellt werden. Die zu beobachtenden unterschiedlichen ϕ sind somit nicht auf Schwankungen des Verdichtungsgrades zurückzuführen, sondern auf die unterschiedliche Verdichtungsart.

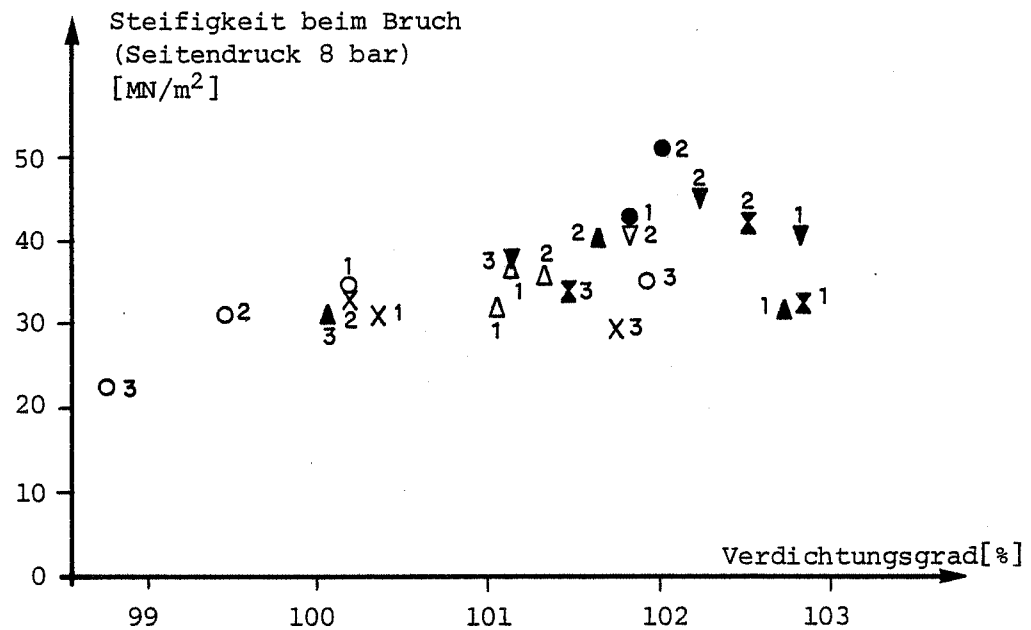
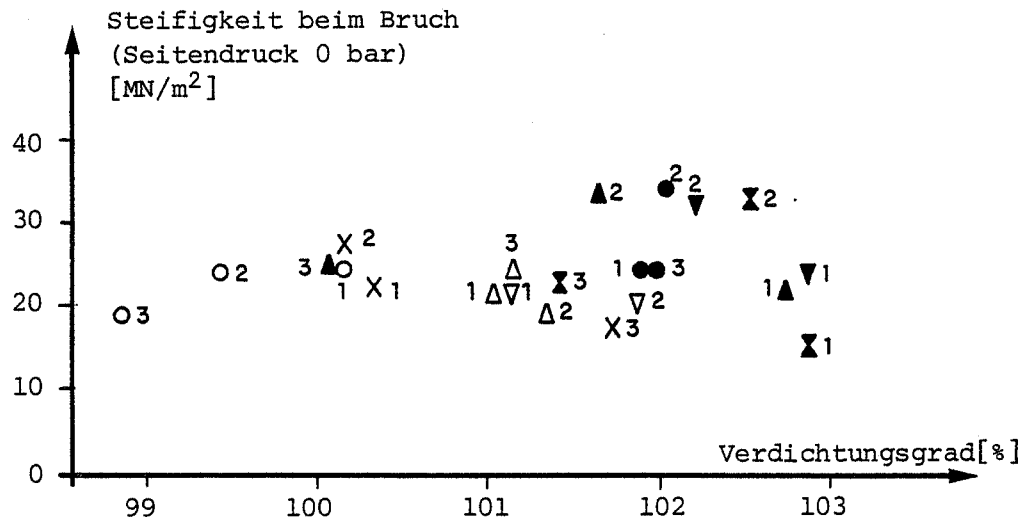
Aehnlich wie beim Winkel der inneren Reibung ϕ ist auch für die Kohäsion c beim TA 16 eine lineare Abhängigkeit vom Verdichtungsgrad festzustellen. Die Verdichtungsart scheint auch in diesem Fall eine geringe Rolle zu spielen; massgebender Parameter ist der Verdichtungsgrad.



X : Vibrationswalze
 O : Pneuwalze (P)
 Δ : Glattmantelwalze (G)
 ▽ : Kombination (G-P-G)

X O Δ ▽ : TA 16
 X ● ▲ ▽ : HMT
 1, 2, 3 : Nummer der Versuchsstrecke

Abbildung 8: Winkel der inneren Reibung ϕ und Kohäsion c in Abhängigkeit des Verdichtungsgrades



X : Vibrationswalze	XOΔ▽ : TA 16
O : Pneuwalze (P)	●●●▽ : HMT
Δ : Glattmantelwalze (G)	1, 2, 3 : Nummer der Versuchsstrecke
▽ : Kombination (G-P-G)	

Abbildung 9: Steifigkeit beim Bruch bei 0 und 8 bar Seitendruck in Abhängigkeit des Verdichtungsgrades

Bei der HMT dagegen, kann keine eindeutige Beziehung zwischen der Kohäsion und der erreichten Verdichtung gefunden werden. Die unterschiedlichen Versuchsergebnisse sind somit im wesentlichen auf die verschiedenen Walzentypen zurückzuführen.

Der unterschiedliche Einfluss des Verdichtungsgrades auf die Verschleiss- und Tragschicht lässt sich mit der ungleichen Streuung allein nicht befriedigend erklären, liegt doch der mittlere Varianzkoeffizient $v = s/\bar{x}$ der Bruchspannung auch bei der HMT mit 15,2 % noch an der Grenze des für Laborversuche tolerierbaren Streubereiches (TA 16 : 7,5 %).

Da eine vergrößerte Lagerungsdichte beim 32er Mischgut keine Veränderung der Materialeigenschaften bewirkte, ist anzunehmen, dass dieses Mischgut bereits bei vergleichsweise niedrigeren Verdichtungsgraden eine stabile Kornlagerung erreichte. Der verdichtungsunwilligere TA 16 hingegen konnte durch eine intensivere Verdichtung eine noch höhere Bruchfestigkeit erhalten. PAULMANN wies in [36] nach, dass der Verformungswiderstand, je nach erreichtem Verdichtungszustand der bituminösen Masse, bei Erhöhung des Verdichtungsaufwandes zu- oder abnehmen, aber auch konstant bleiben kann. Es muss daher angenommen werden, dass die Verdichtungsgrade der HMT sich im Bereich des optimalen Verdichtungszustandes bewegen, während sich der TA 16 auf dem aufsteigenden Ast befindet.

Aber nicht nur die Verdichtungswilligkeit des Mischgutes wirkt sich auf die Abhängigkeit seiner Materialkennwerte vom Verdichtungsgrad aus. Beim wesentlich mörtelärmeren 32er (15 Vol.-% gegenüber 19,3 Vol.-% beim TA 16) können sich Korn-zu-Korn-Kontakte problemloser ausbilden als beim fetteren TA 16 und somit einen grösseren, für das Bruchverhalten massgebenden Reibungswinkel, erzeugen. Es ist auch bekannt, dass Gussasphalte im triaxialen Bruchversuch deutlich kleinere Reibungswinkel ϕ zeigen als nach dem Betonprinzip aufgebaute Mischungen. Eine Erhöhung des Verdichtungsgrades wirkt sich beim mörtelreichen TA 16 stärker auf das Bruchverhalten aus, da dadurch Korn-zu-Korn-Kontakte hergestellt werden, während diese bei der mageren HMT weitgehend bereits vorhanden sind.

4.1.4. Folgerungen

Von den drei durchgeführten Versuchen, Marshallversuch, einaxialer statischer Kriechversuch und triaxialer Bruchversuch, liefert innerhalb des untersuchten Bereiches nur der Kriechversuch einen kritischen Verdichtungsgrad (bzw. Hohlraumfüllungsgrad mit Mörtel), unterhalb dessen die Versuchsergebnisse unabhängig von der erreichten Verdichtung sind. Für die Kennwerte aus den beiden anderen Laborversuchen hatte der Verdichtungsgrad entweder keinen Einfluss, oder es konnte eine lineare Abhängigkeit über die ganze untersuchte Spanne gefunden werden.

Die Steifigkeiten beim triaxialen Bruchversuch bei 0 und 8 bar Seitendruck sind, im Gegensatz zu den Steifigkeiten aus dem Kriechversuch unabhängig vom Verdichtungsgrad. Diese Beobachtung weist sehr deutlich auf den Unterschied zwischen Verformungs- und Bruchversuch hin. Es muss offenbar klar zwischen diesen beiden Versuchsarten unterschieden werden, da unterschiedliche mechanische Eigenschaften des geprüften Materials angesprochen werden.

Die mit dem triaxialen Bruchversuch ermittelten Materialkennwerte ϕ und c stehen beim TA 16 in Relation zum Verdichtungsgrad. Eine solche Beziehung konnte für die HMT nicht gefunden werden.

4.2. BEURTEILUNG DURCH DEN MARSHALLVERSUCH

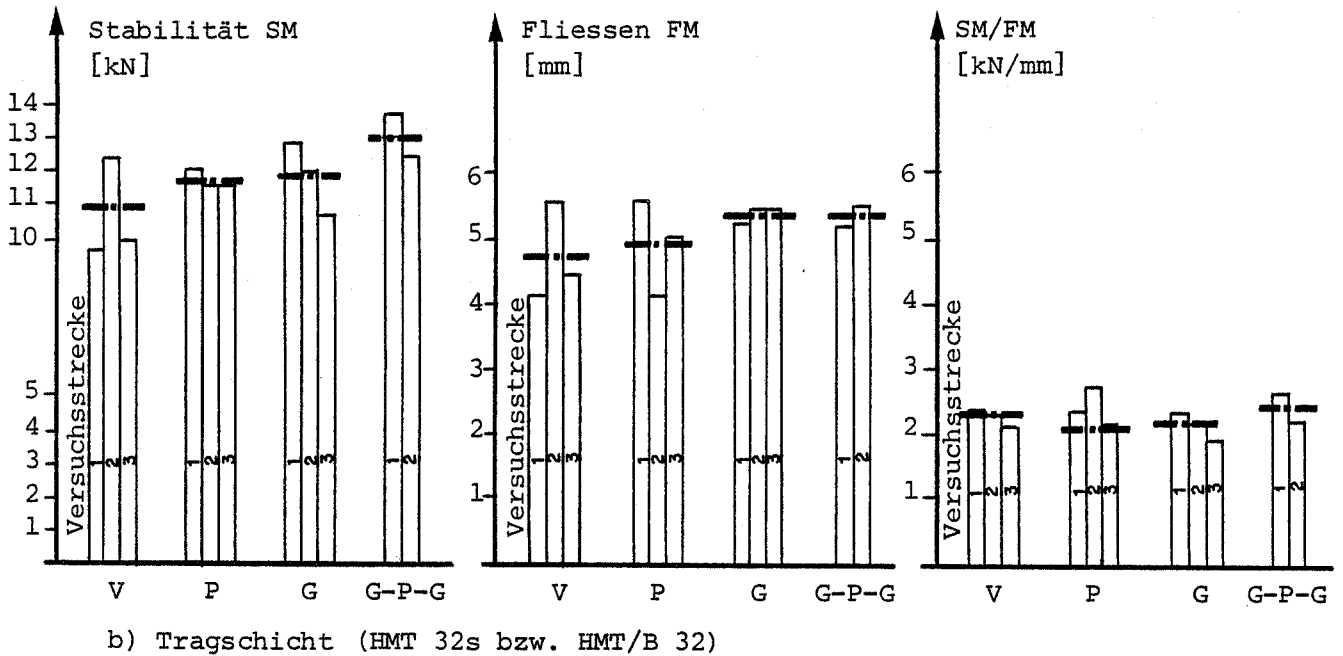
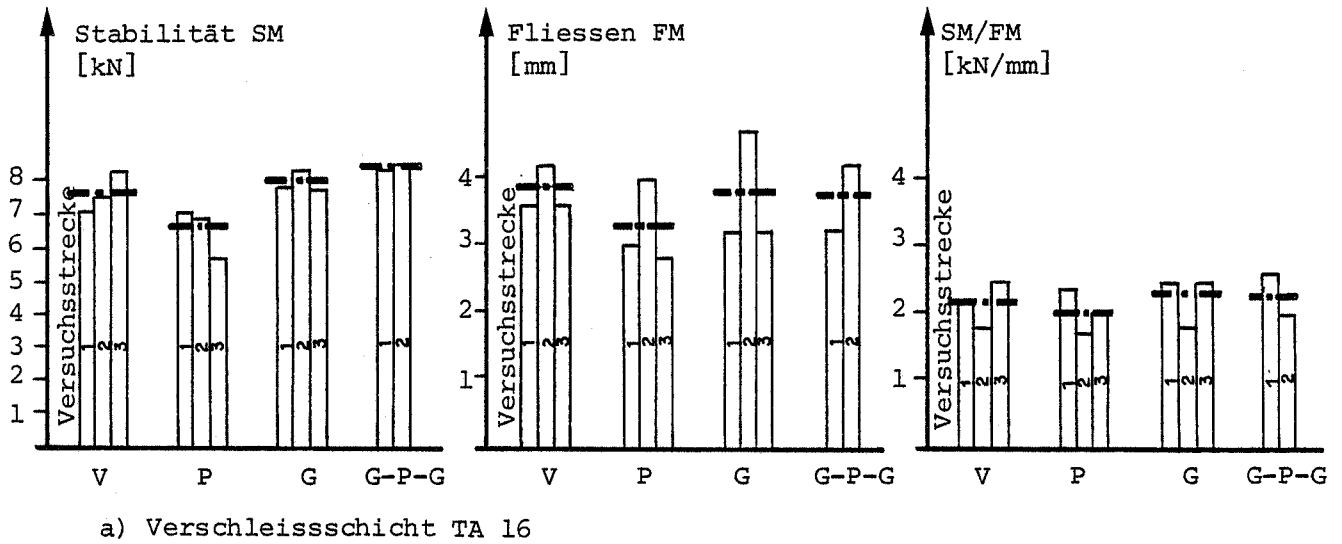
4.2.1. Versuchsdurchführung

Die Versuchsdurchführung erfolgte entsprechend der schweizerischen Norm SN 671 969. Abweichend von dieser Norm wurden jedoch Bohrkerne verwendet. Diese wurden in die beiden Schichten TA 16 und HMT getrennt. Da der TA 16 je nach Versuchsstrecke mit einer Sollschichtdicke von 4 oder 4,5 cm eingebaut wurde, erreichten die Prüfkörper die vorgeschriebene Höhe von 60 mm nicht. Um die gemessenen Stabilitäten untereinander vergleichen zu können, mussten diese in Funktion der Höhe mit einem Korrekturfaktor versehen werden [37] (siehe Anhang G). Pro eingebaute bituminöse Schicht wurden 10 Bohrkerne dem Marshallversuch unterzogen, es wurden somit 220 Einzelversuche durchgeführt.

4.2.2. Versuchsergebnisse

Die Mittelwerte der Versuchsergebnisse aus den einzelnen Feldern sind in der Abbildung 10 graphisch dargestellt und im Anhang H tabellarisch zusammengefasst. Diese Werte dürfen in keinem Fall mit den in der schweizerischen Norm SN 640 431 gestellten Anforderungen verglichen werden, denn der Marshallversuch wurde in der vorliegenden Arbeit an Bohrkernen durchgeführt. Es ist aus Erfahrung bekannt, dass Marshallprüfkörper wesentlich günstigere Werte liefern.

Die Bohrkerne aus den mit der Pneuwalze verdichteten Schichten aus TA 16 weisen über die drei Versuchsfelder gemittelt, die kleinste Stabilität nach Marshall auf. Dabei muss beachtet werden, dass diese kleinen Stabilitäten vom relativ kleinen Verdichtungsgrad herrühren. Wie im Abschnitt "Einfluss des Verdichtungsgrades" gezeigt wurde, lassen sich bei beiden Mischungen sämtliche Unterschiede in der Stabilität auf den unterschiedlichen Verdichtungsgrad zurückführen. Das heisst, falls die Pneuwalze einen höheren Verdichtungsgrad erreicht hätte, würde auch die Stabilität grösser sein. Einzig die Stabilität der mit Vibrationswalzen verdichteten Versuchsfelder 1 und 3 sind bei der HMT 32s unabhängig vom Verdichtungsgrad, etwas kleiner.



V : Vibrationswalze
P : Pneuwalze
G : Glattmantelwalze
G-P-G: Kombination

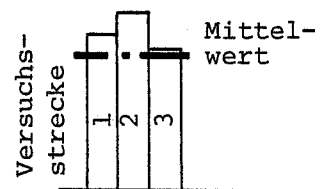


Abbildung 10:

Graphische Darstellung der Ergebnisse aus dem Marshallversuch an Bohrkernen. (Es sei an dieser Stelle nochmals auf den massgebenden Einfluss des Verdichtungsgrades auf die Stabilität SM hingewiesen).

Ueber die drei Versuchsstrecken gemittelt, erzeugte die Pneuwalze beim TA 16 die signifikant (95 %) kleinsten Fliesswerte. Diese Beobachtung hat nichts mit dem Verdichtungsgrad zu tun (vergleiche Abschnitt "Einfluss des Verdichtungsgrades") und ist somit auf die Verdichtungsart zurückzuführen. Offenbar hat die knetende Wirkung der Pneuwalze einen positiven Einfluss auf den Fliesswert des TA 16. Alle drei anderen eingesetzten Walzenarten lieferten etwa den gleichen Fliesswert. Beim grobkörnigen Mischgut lautet die Rangfolge hinsichtlich des Fliesswertes: Vibrationswalze, Pneuwalze, Kombination G-P-G und Glattmantelwalze, wobei sich die HMT 32s und die HMT/B 32 nicht unterscheiden. Die Pneuwalze fällt wiederum positiv auf; diesmal neben der Vibrationswalze. Der Unterschied zwischen der Glattmantel- und der Pneuwalze ist mit 90 % Sicherheit signifikant.

Es fällt auf, dass die zweite Versuchsstrecke beim TA 16 generell höhere Fliesswerte aufweist als die beiden anderen Strecken. Da das Mischgut dieser Versuchsstrecke von einer anderen Aufbereitungsanlage bezogen wurde, könnte der Grund für das unterschiedliche Verhalten in geringfügigen Unterschieden des Mischgutes liegen. Obwohl beide Mischwerke die gleiche Rezeptur anstrebten, war in der zweiten Versuchsstrecke sowohl ein etwas höherer Bindemittel- als auch Füllergehalt festzustellen. Da beide Abweichungen von der Soll-Rezeptur eine Erhöhung des Mörtelgehaltes zur Folge hatten, ist ein Einfluss auf den Fliesswert nicht auszuschliessen.

Bei der Beurteilung der mechanischen Eigenschaften der Versuchsfelder anhand des Verhältnisses SM/FM muss wiederum der Einfluss des Verdichtungsgrades auf die Stabilität berücksichtigt werden. Da bei gleichem Verdichtungsgrad die Stabilität für alle Versuchsfelder konstant ist, ist die Aussagekraft des Verhältnisses SM/FM gleich der des Fliesswertes FM.

4.2.3. Folgerungen

Zur Beurteilung der mechanischen Eigenschaften der eingebauten Versuchsstrecken anhand des Marshallversuches, kann lediglich der Fliesswert als Kriterium herangezogen werden, da die Stabilitäten nur infolge des unterschiedlichen Verdichtungsgrades unterschiedliche Werte annehmen.

Während die Vibrationswalze beim grobkörnigen Mischgut den kleinsten Fliesswert erzeugte, war der günstige Einfluss der Pneuwalze in beiden Mischungen zu erkennen.

4.3. BEURTEILUNG DURCH DEN KRIECHVERSUCH

4.3.1. Versuchsdurchführung

Der Kriechversuch wurde entsprechend der "Empfehlung für die Durchführung von einaxialen, statischen Kriechversuchen an Asphaltkörpern" (siehe Anhang B) durchgeführt. Die Bohrkerne werden dabei 60 Minuten lang bei ungehinderter Seitendehnung axial belastet, und es wird die Kriechdehnung in Belastungsrichtung gemessen. Es wurden folgende Versuchsbedingungen eingehalten: Temperatur: 40°C

Belastung : 0,1 MN/m²

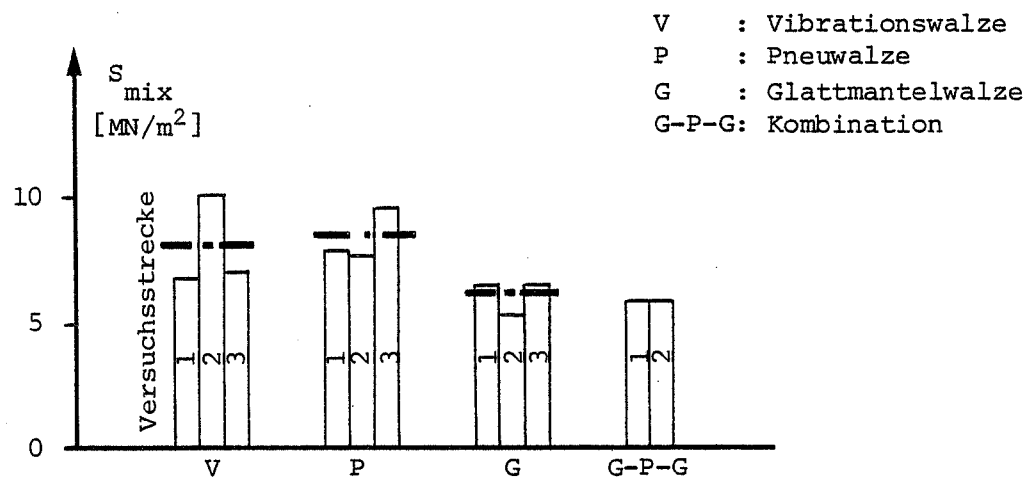
Die Bohrkerne mit einem Durchmesser von 150 mm wurden in die beiden Schichten TA 16 und HMT getrennt. Um eine einwandfreie Einleitung der Last zu gewähren, wurden die Prüfkörper an den beiden Enden senkrecht zur Zylinderachse geschliffen. Mit Rücksicht auf die Einbauschichtdicke und um die ohnehin schon respektable Anzahl Bohrkerne nicht zu erhöhen, wurde der Kriechversuch an 60 mm hohe Prüfkörper durchgeführt, obwohl die Empfehlung eine Höhe von 100 mm bei einem Durchmesser von 150 mm vorschreibt. Diese Prüfkörperhöhe (60 mm) wurde beim TA16 dadurch erreicht, indem zwei 30 mm hohe Bohrkerne lose übereinander gelegt wurden. Für die HMT wurde die gleiche Prüfkörperhöhe gewählt, um den Vergleich zwischen Trag- und Verschleisschicht zu ermöglichen. Da die Tragschicht genügend dick eingebaut wurde, konnte pro Bohrkern ein Kriechversuch durchgeführt werden. Diese gegenüber dem TA 16 verdoppelte Anzahl Versuche wirkte der durch die grobe Körnung bedingten Streuung entgegen, so dass die Ergebnisse repräsentativ sind. Pro Versuchsfeld wurden am TA 16 sechs und an der HMT zwölf Kriechversuche durchgeführt, insgesamt also 198 Einzelversuche.

4.3.2. Versuchsergebnisse

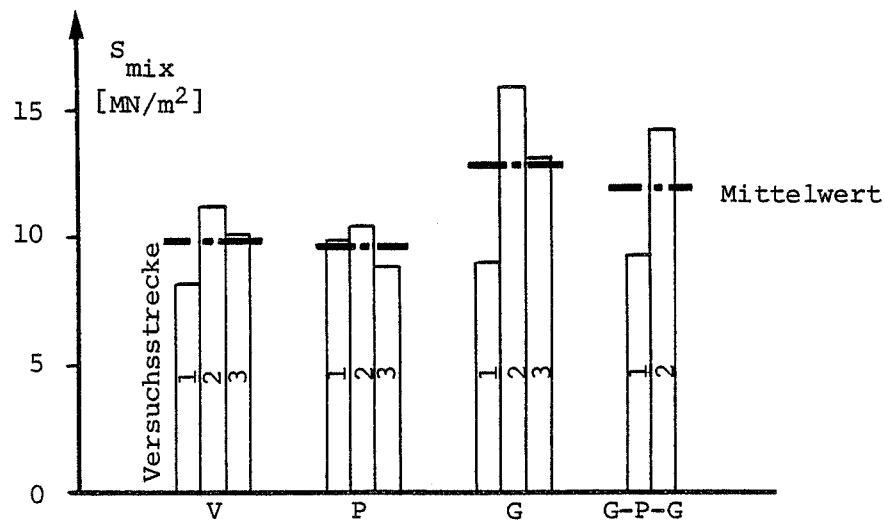
Wie im Abschnitt "Einfluss des Verdichtungsgrades" gezeigt wurde, mussten die Versuchsergebnisse in Funktion des Verdichtungsgrades korrigiert werden, um einen direkten Vergleich zwischen den Kriechdehnungen der mittels unterschiedlicher Walzen verdichteten Versuchsfelder zu ermöglichen. Im Folgenden werden also nur noch diese korrigierten Werte berücksichtigt. Die Versuchsergebnisse sind in Abbildung 11 graphisch dargestellt.

4.3.3. Folgerungen

Offenbar lässt sich kein allgemein gültiges Urteil über den Einfluss der einzelnen Walzentypen auf die Steifigkeit im Kriechversuch fällen. Eine Walze, die bei einem Mischgut zu einem optimalen Verhalten der bituminösen Schicht im einaxialen, statischen Kriechversuch führt, kann mit einem anderen Mischgut ungünstige Eigenschaften bewirken. Vielmehr als die Walze allein, scheint die Kombination von Walzentyp und Mischgut von massgebender Bedeutung zu sein.



a) Verschleisssschicht TA 16



b) Tragschicht HMT 32s (HMT/B 32)

Abbildung 11: Graphische Darstellung der Steifigkeiten S_{mix} aus dem einaxialen, statischen Kriechversuch.

In der vorliegenden Untersuchung haben beim 4 (bzw. 4.5) cm dick eingebauten TA 16 die Pneu- und Vibrationswalze einen günstigen Einfluss auf die Steifigkeit ausgeübt. Bei der 8 (bzw. 9) cm stark eingebauten Tragschicht mit einem Grösstkorn von 32 mm, wirkten sich die Glattmantelwalze und die Kombination von Glattmantel- und Pneuwalze günstig auf das Verhalten im Kriechversuch aus.

4.4. BEURTEILUNG DURCH DEN TRIAXIALEN BRUCHVERSUCH

Der TRIAX-Versuch ermöglicht, dank seines 3-achsigen Spannungszustandes als einzige Versuchsart eine Untersuchung der bituminösen Schichten unter praxisnahen Bedingungen. Er hat aber auch den weiteren Vorteil, dass die beiden Materialkennwerte Kohäsion c und Winkel der inneren Reibung ϕ getrennt erfasst werden können.

4.4.1. Versuchsdurchführung

Zur Durchführung des Versuches wird der zylindrische Prüfkörper in eine Druckzelle eingebaut und mit einer Gummimembrane vor Wasserzutritt geschützt. Die mit temperiertem Wasser gefüllte Zelle wird unter Druck gesetzt und der zylindrische Prüfkörper axial mit einer konstanten Verformungsgeschwindigkeit bis zum Bruch belastet. Es werden dabei folgende Versuchsbedingungen eingehalten:

Temperatur	: 40°C
Seitendruck	: 0 und 8 bar
Verformungsgeschwindigkeit:	0,2 mm/min

Die Auswertung der Versuche erfolgte mit Hilfe des Mohr'schen Spannungskreises. Da aus dem gleichen Versuchsfeld jeweils Bohrkerne bei zwei verschiedenen Seitendrücke geprüft wurden, konnten mit der gemeinsamen Tangente an beide Spannungskreise die Materialkennwerte Kohäsion c und Winkel der inneren Reibung ϕ bestimmt werden. Dabei wurde die Annahme getroffen, dass die Coulomb'sche Gleichung auch für bituminöse Baustoffe ihre Gültigkeit hat:

$$\tau = c + \sigma \cdot \tan \phi$$

wobei

τ : Schubspannung

σ : Normalspannung

Bei dieser Annahme bleibt der viskose Widerstand unberücksichtigt. Dies wirkt sich hauptsächlich in zu hohen Werten für die Kohäsion aus. Neben der Kohäsion c und dem Winkel der inneren Reibung ϕ wurde auch die Steifigkeit beim Bruch:

$$S_{Bmix} = \frac{\sigma_{Bruch}}{\epsilon_{Bruch}}$$

für beide Seitendrucke bestimmt. Es wurden pro Seitendruck 6 Versuche durchgeführt, total also 264 Einzelversuche.

Das in der Asphalt-Prüftechnik allgemeine Problem der Abmessungen der Prüfkörper tritt bei der Durchführung von triaxialen Bruchversuchen in besonderem Masse auf. Die Probekörper müssen nicht nur mit Rücksicht auf die Homogenität eine genügende Grösse aufweisen, d. h. ein genügend grosses Verhältnis zwischen den Abmessungen und dem Grösstkorn, sondern sie sollten auch über einen bestimmten Schlankheitsgrad verfügen. Die Höhe des Prüfkörpers muss gross genug gewählt werden, so dass die Bruchfläche in einem von den Lastübertragungsflächen unbeeinflussten Bereich eintritt. In der Bodenmechanik wird deshalb meistens mit einem Schlankheitsgrad λ von ca. 2 gearbeitet, d. h. die Prüfkörperhöhe entspricht etwa dem doppelten Durchmesser. Bei der Prüfung von Bohrkerne aus bituminösen Schichten kann ein genügender Schlankheitsgrad nur erreicht werden, indem mehrere geschliffene Scheiben lose aufeinandergelegt werden. Der Einfluss der dabei unvermeidlichen Trennflächen, die für den Prüfkörper eine Diskontinuität bedeuten, wurde in [38] untersucht. Es konnte festgestellt werden, dass die Anzahl der Trennflächen weniger massgebend ist als die Frage, ob überhaupt welche vorhanden sind oder nicht. Die Kenngrössen ϕ und S_{Bmix} zeigten bei gleichem Schlankheitsgrad konstante Werte für Prüfkörper mit 1 bis 3 Trennflächen, aber einen markanten Unterschied zwischen einer und keiner Trenfläche. Bei Versuchen mit Prüfkörpern die Diskontinuitäten in Form von Trennflächen aufweisen, ist im Gegensatz zu Prüfkörpern in einem Stück (bei gleichem λ) die Steifigkeit S_{Bmix} und der Winkel der inneren Reibung ϕ kleiner, während die Kohäsion c konstant bleibt.

Bei der HMT wurden zwei 70 mm hohe Bohrkerne lose aufeinander gelegt, beim TA 16 waren es drei mit je einer Höhe von 35 mm.

Der Durchmesser der Prüfkörper wurde zu 100 mm gewählt, obwohl ein grösserer mit Hinblick auf die Homogenität geeigneter gewesen wäre. Bei 6 Einzelversuchen pro Seitendruck konnte jedoch eine gewisse Inhomogenität in Kauf genommen werden; so betrug der mittlere Varianzkoeffizient der je 132 durchgeführten Versuche bei der HMT 15.2 % und beim TA 16 7.5 %. Obwohl das gröbere Korn den Varianzkoeffizienten verdoppelte, war dieser mit 15 % noch zu verantworten.

Die durchgeführten TRIAX-Versuche befriedigen in mehreren Punkten die theoretischen Forderungen nicht:

- Die Coulomb'sche Gleichung trifft nur bedingt für Asphalt zu, da der viskose Widerstand nicht berücksichtigt wird.
- Der Prüfkörper besteht aus mehreren, lose aufeinander gelegten Scheiben.
- Der Schlankheitsgrad wurde aus Rücksicht auf die Anzahl Bohrkerne etwas knapp gewählt.

Es wäre in Anbetracht dieser Abweichungen von den Forderungen der Theorie vermessen, aus den Versuchsergebnissen eine Kohäsion c und einen Winkel der inneren Reibung ϕ abzuleiten, wie dies in der Bodenmechanik bei ungebundenen Mineralgemischen üblich ist. Im Folgenden werden deshalb die Materialkennwerte c und ϕ mit einem Index versehen (c' , ϕ') um auf die besonderen Verhältnisse hinzuweisen. Damit wird aber keineswegs der Wert des Versuches an sich in Frage gestellt, denn der TRIAX-Versuch ist die einzige Versuchsart, die eine Prüfung bei wirklichkeitsnahen Bedingungen erlaubt. Die Ergebnisse c' und ϕ' sind für eine relative Betrachtungsweise nützlich.

4.4.2. Versuchsergebnisse

Die im triaxialen Bruchversuch ermittelten Kennwerte c' und ϕ' zeigten beim TA 16 eine starke Abhängigkeit vom Verdichtungsgrad. Ausser beim Winkel der inneren Reibung ϕ' der beiden Abschnitte "Glattmantelwalze" und Kombination G-P-G in der zweiten Versuchsstrecke, unterscheiden sich sämt-

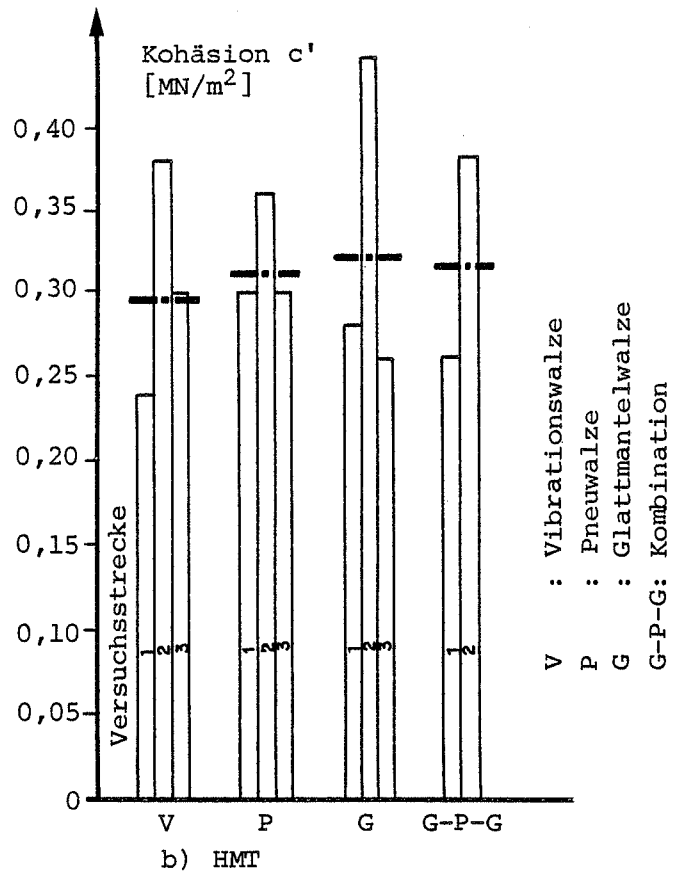
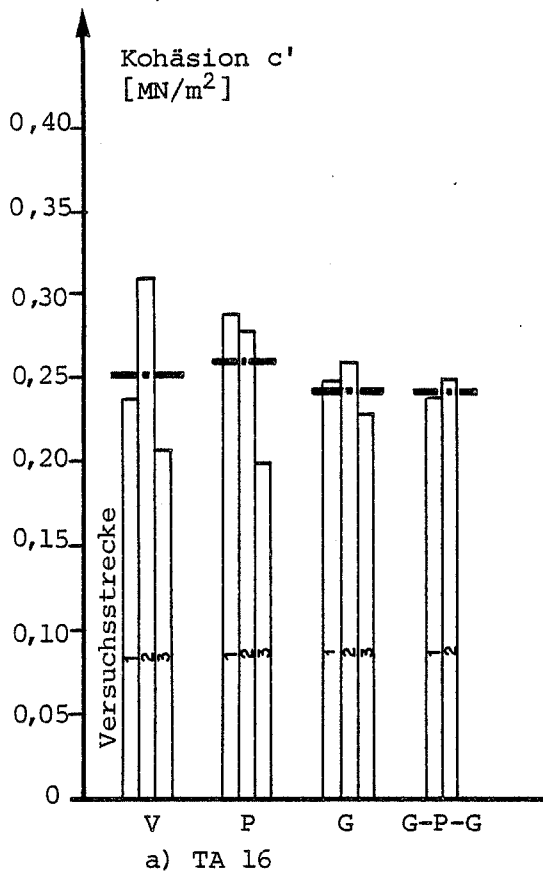
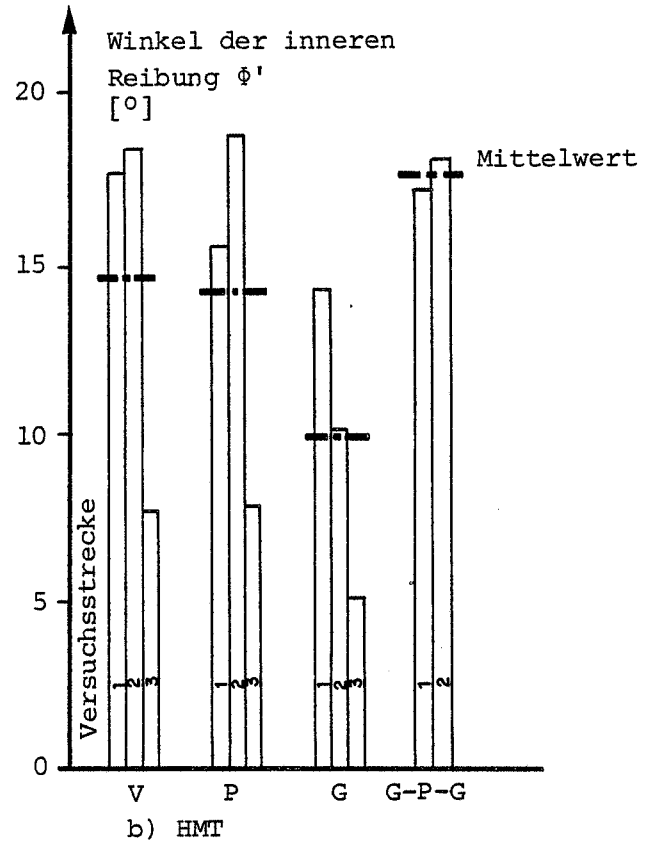
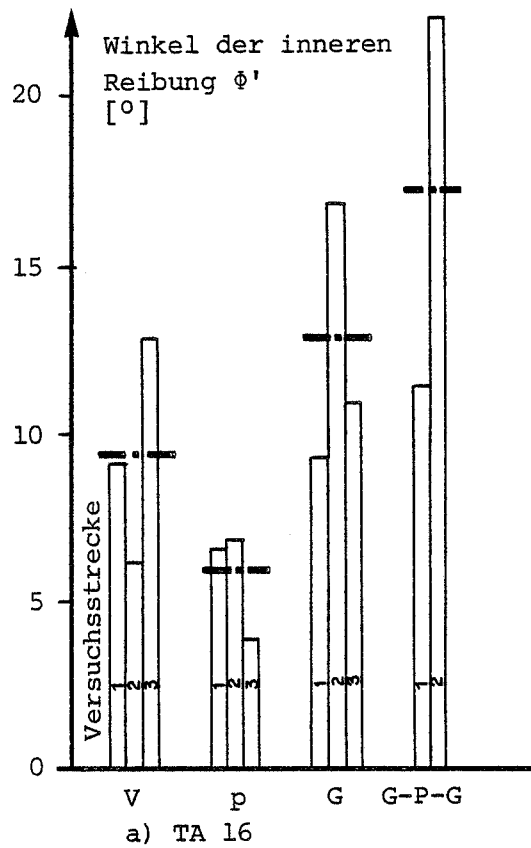
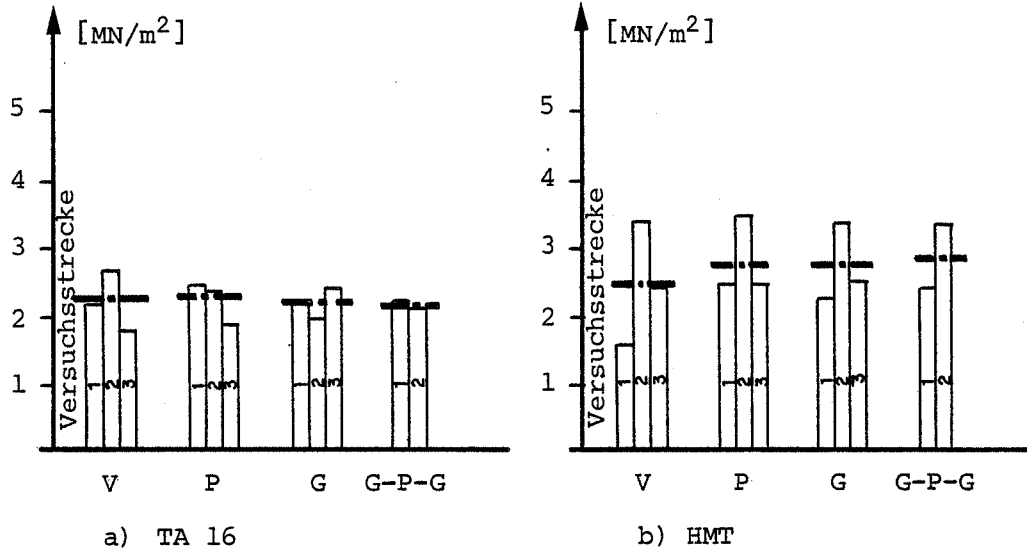


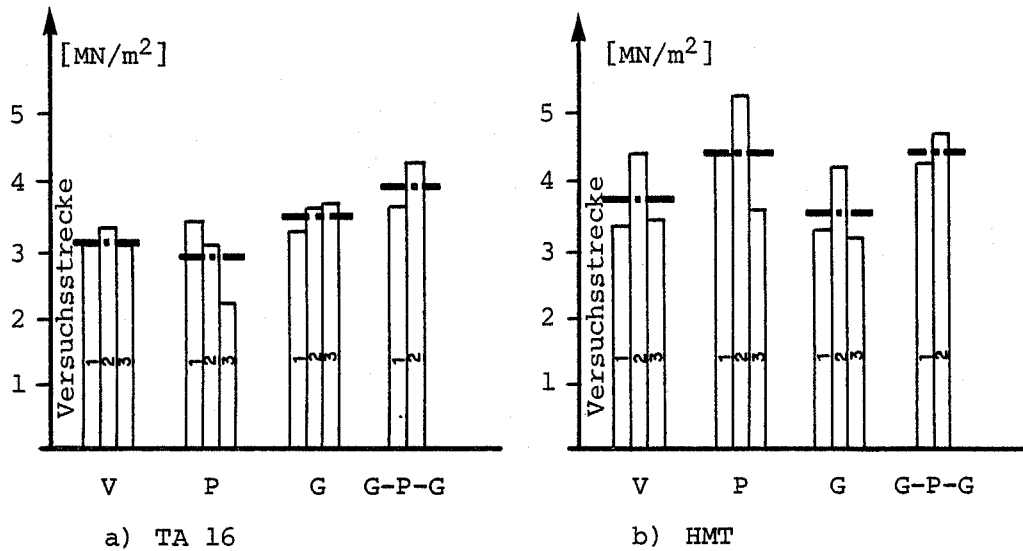
Abbildung 12:

Graphische Darstellung des Winkels der inneren Reibung ϕ' und der Kohäsion c' der mit unterschiedlichen Walzentypen verdichteten Versuchsabschnitten. (Es sei an dieser Stelle nochmals auf den massgebenden Einfluss des Verdichtungsgrades auf die Kohäsion c' und den Reibungswinkel ϕ' des TA 16 hingewiesen).

Steifigkeit beim Bruch
Seitendruck 0 bar



Steifigkeit beim Bruch
Seitendruck 8 bar



V : Vibrationswalze
P : Pneuwalze
G : Glattmantelwalze
G-P-G--: Kombination

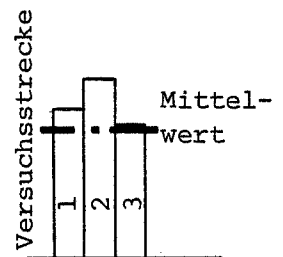


Abbildung 13: Graphische Darstellung der Bruchsteifigkeit bei 0 bar und 8 bar Seitendruck der mit unterschiedlichen Walzentypen verdichteten Versuchsabschnitten

liche Abschnitte sowohl in der Kohäsion c' als auch im Reibungswinkel ϕ' nur als Folge des unterschiedlichen Verdichtungsgrades. Im Hinblick auf die Beurteilung des Einflusses der Walzentypen auf die Versuchsergebnisse bedeutet das, dass beide Materialkennwerte c' und ϕ' beim TA 16 unabhängig von der Walzenart sind; massgebend ist in erster Linie der Verdichtungsgrad.

Die Bruchsteifigkeit ist weitgehend unabhängig vom Verdichtungsgrad und erlaubt somit eine gewisse Beurteilung der Walzentypen. Die Bruchsteifigkeit beim Seitendruck $\sigma_3 = 0$ bar wird der Vollständigkeit halber in Abbildung 13 wiedergegeben, jedoch zur Charakterisierung der mittels unterschiedlicher Walzentypen verdichteten Versuchsabschnitte nicht weiter verwendet, da es sich dabei um einen speziellen Fall des Triax-Versuches, nämlich um einen einaxialen ($\sigma_3 = 0!$) Bruchversuch handelt. Einer wirklichkeitsnahen Beanspruchung werden die Prüfkörper erst dann ausgesetzt, wenn der Seitendruck σ_3 nicht gleich Null ist. Die Bruchsteifigkeit bei 8 bar Seitendruck sind daher aussagekräftiger. (Zur Bestimmung von ϕ' und c' sind beide Seitendrücke unerlässlich).

Die Kombination G-P-G erzeugte sowohl beim TA 16 als auch bei der HMT eine signifikant (TA 16: 99,99 %; HMT 98,0 %) grössere Steifigkeit als die 3 anderen eingesetzten Walzenarten. Während bei der Verschleisschicht die Glattmantelwalze in der Rangfolge an zweiter Position anzutreffen ist, nimmt bei der Tragschicht die Pneuwalze diesen Rang ein. Je nach Grösstkorn und somit auch je nach Einbauschichtdicke, spielt also bei der Kombination die eine oder andere Walze die dominierende Rolle. Beim TA 16 beeinflusst die Glattmantelwalze in grösserer Masse die Bruchfestigkeit der Bohrkern aus den Versuchsabschnitten "Kombination", beim 32er Mischgut ist es die Pneuwalze. Bei beiden bituminösen Schichten hat die Vibrationswalze die zweitkleinste Bruchsteifigkeit bewirkt.

Bei der Tragschicht fällt auf, dass die HMT/B 32 (2. Versuchsstrecke) unabhängig vom Verdichtungsgrad sowohl eine deutlich grössere Kohäsion c' als auch eine grössere Bruchsteifigkeit aufweist. Das höhere Filler-Bitumen-Verhältnis der HMT/B 32 von 1.6 gegenüber 1.3 bei der HMT 32s, führt bei gleichem Bindemittel (TB 2000) zu einem höherviskosen Mörtel. Die Verhältniszahl kann als direktes Mass zur Beurteilung der Viskosität des Mör-

tels herangezogen werden, da in beiden Mischungen die gleiche Fillerqualität verwendet wurde. Aus [25] kann gezeigt werden, dass bei einer Zunahme der effektiven Volumenkonzentration des Fillers c_{eff} von 0.49 (HMT 32s) auf 0.56 (HMT/B 32) die Viskosität des Mörtels bei 40°C um den Faktor 2, unabhängig vom Bindemittel, zunimmt. Da bei der Auswertung der triaxialen Bruchversuche (die ebenfalls bei 40°C durchgeführt wurden) der viskose Widerstand nicht getrennt erfasst wurde, schlägt sich ein grösseres Filler-Bitumen-Verhältnis zwangsläufig in der Kohäsion nieder. Auch die Bruchsteifigkeit, als Verhältnis zur Bruchspannung zu Bruchdehnung definiert, muss mit zunehmender Viskosität grösser werden. Da die Kornform keinen Einfluss auf die Kohäsion ausübt und die Unterschiede zwischen HMT/B32 und HMT 32s hinsichtlich des Filler- Bindemittelgehaltes nicht gross sind

(Bindemittel: HMT/B 32 $\approx$ 3,9 %; HMT 32s $\approx$ 4,1 %;

Filler : HMT/B 32 $\approx$ 6,3 %; HMT 32s $\approx$ 5,5 %) kann geschlossen werden, dass der Einfluss der üblichen Schwankungen der Mischungszusammensetzung grösser ist als der Einfluss der Art der Walzverdichtung.

Der Mittelwert der Kohäsion c' aus den drei Versuchsstrecken ist bei der Tragschicht für alle 4 Walzverdichtungen gleich, beim Winkel der inneren Reibung ϕ' hingegen, schneiden die Versuchsabschnitte "Glattmantelwalze" schlechter ab als die der Vibrationswalze und die der Pneuwalze. Wiederum günstig verhalten sich die mit der Kombination G-P-G verdichteten Tragschichten hinsichtlich des Winkels der inneren Reibung ϕ' .

4.4.3. Folgerungen

Aus dem triaxialen Bruchversuch an den mit unterschiedlichen Walzen verdichteten bituminiösen Schichten lassen sich folgende Schlüsse ziehen:

- Unterschiede in der Rezeptur des Mischgutes wirken sich stärker auf die Versuchsergebnisse aus als der Einsatz unterschiedlicher Walzentypen bei der Verdichtung.
- Die Kombination von Glattmantel- und Pneuwalze scheint bezüglich des Verhaltens im TRIAX-Versuch bei der Verschleisschicht und der Tragschicht optimale mechanische Eigenschaften zu bewirken. In allen Materialkennwerten, die nicht vom Verdichtungsgrad abhängig oder für alle Walzentypen konstant waren, erzielte die Kombination die besten Ergebnisse.

4.5. BEURTEILUNG DURCH DIE DREI DURCHGEFUEHRTEN VERSUCHE

Um den Einfluss der unterschiedlichen Walzentypen auf die mechanischen Eigenschaften der verdichteten bituminösen Mischungen abschliessend zu beurteilen, werden als Kriterium alle drei durchgeführten Laborversuche herangezogen. Es muss aber dabei beachtet werden, dass ordinale Bewertungen nicht addiert werden dürfen. Würde man bei jedem Versuch den einzelnen Versuchsabschnitten Rangpunkte erteilen und diese zur globalen Beurteilung zusammenzählen, so käme die Grösse der Unterschiede nicht zum Ausdruck. Um dies zu umgehen, werden den Versuchsabschnitten jeweils Noten gegeben, die in direkter Relation zu ihrer Differenz zum besten Abschnitt stehen. Erzeugen beispielsweise die Versuchsabschnitte A, B und C in einem Versuch x die Werte 1.5, 4 und 5, wobei wir hier annehmen wollen, kleine Zahlen kämen einem günstigen mechanischen Verhalten gleich, so würden in diesem Beispiel die einzelnen Abschnitte folgende Noten erhalten:

$$A = \frac{1.5}{1.5} = 1, B = \frac{1.5}{4} = 0.38 \text{ und } C = \frac{1.5}{5} = 0.30$$

Aus den Noten geht nun nicht nur hervor, dass A der beste Abschnitt war, sondern auch, dass B und C ähnliche Werte erzielten und beide viel schlechter als A waren. Bei der Addition der Noten aus verschiedenen Materialkennwerten wird also jene Walze global die besten Eigenschaften erzeugen, die die grösste Punktezahl erreicht.

Der sorgfältigen Auswahl der in der Beurteilung berücksichtigten Materialkenngrössen kommt eine grosse Bedeutung zu; es wurden daher folgende Gesichtspunkte beachtet: Da hier die mechanischen Eigenschaften der Versuchsfelder beurteilt werden sollen und nicht die Verdichtungswirkung der einzelnen Walzentypen, muss der Einfluss des Verdichtungsgrades eliminiert werden. Es werden daher, wie bei den bisherigen Betrachtungen, alle Kenngrössen die allein vom Verdichtungsgrad abhängen ausser Betracht gelassen. Im weiteren werden die Kriechdehnungen die nur in einem gewissen Bereich vom erreichten Verdichtungsgrad eine Abhängigkeit zeigten, in Funktion dessen korrigiert. Auf diese Weise wurden für die Beurteilung der Versuchsfelder hinsichtlich ihres mechanischen Verhaltens, folgende Materialkennwerte selektioniert:

TABELLE 8: Auswahl der Beurteilungskriterien

	TA 16	HMT
Marshallversuch	FM	FM
Kriechversuch	S_{mix}	S_{mix}
triaxialer Bruchversuch	S_{Bmix}	S_{Bmix}, c', ϕ'

In der Tabelle 9 a, sind die von den Walzentypen erreichten Punktetotale aufgeführt, die einzelnen Werte können dem Anhang L entnommen werden. Um diese vorerst wenig aussagekräftigen Zahlen etwas zu relativieren, wurden die Walzentypen mit der Marshallverdichtung verglichen. Daraus wird nicht nur der grundlegende Unterschied zwischen schlagender und walzender Verdichtung deutlich ersichtlich, sondern es kann diesem Vergleich auch entnommen werden, dass die Unterschiede zwischen den einzelnen Walzenarten sehr gering sind. Das erreichte Punktetotal ist in der Tabelle 9 b kleiner als in 9 a, da der triaxiale Bruchversuch an den Marshallkörpern nicht durchgeführt wurde; es stehen daher weniger Beurteilungskriterien zur Verfügung.

Aus dieser, mittels dreier unterschiedlicher Versuche durchgeführten Beurteilung, lässt sich schliessen, dass die Unterschiede der mit verschiedenen Walzentypen verdichteten Versuchsfeldern hinsichtlich ihrer mechanischen Eigenschaften bedeutungslos sind.

TABELLE 9: Beurteilung der mechanischen Eigenschaften von Bohrkernen bzw. Marshallkörpern anhand von Marshall-, Kriech- und triaxialem Bruchversuch

a) Vergleich der vier eingesetzten Walzarten

Walzentyp	Erreichtes Punktetotal		
	TA 16	HMT	Total
Vibrationswalze	7.8	13.3	21.1
Pneuwalze (P)	8.0	15.5	21.6
Glattmantelwalze (G)	7.5	12.7	20.6
Kombination (G-P-G)	7.8	13.5	21.3

b) Vergleich mit der Marshallverdichtung

Walzentyp	Erreichtes Punktetotal		
	TA 16	HMT	Total
Marshallverdichtung	6.0	6.0	12.0
Vibrationswalze	3.6	3.1	6.7
Pneuwalze	3.9	3.0	6.9
Glattmantelwalze	3.3	3.4	6.7
Kombination	3.2	3.3	6.5

4.6. VERGLEICHENDE BETRACHTUNGEN DER DREI VERSUCHE

Durch eine Gegenüberstellung der drei durchgeführten Versuche können etwaige Querverbindungen aufgezeigt werden, die für andere Arbeiten, bei denen nur ein einziger Versuch zum Einsatz kommt, sehr wertvoll sind. Da dank dem triaxialen Bruchversuch die Kohäsion c' und der Winkel der inneren Reibung ϕ' getrennt erfasst werden, ist es von besonderem Interesse, zu untersuchen, welche der beiden Materialkennwerte im Marshall- und Kriechversuch in erster Linie angesprochen werden.

4.6.1. Vergleich Marshall- Kriechversuch

Wie zu erwarten war, nehmen die Fließwerte beim TA 16 mit steigender Kriechdehnung zu. Für die grobkörnigere Tragschicht ist diese Beziehung, vermutlich der relativ grossen Streuung wegen (mittlerer Varianzkoeffizient 18.2 %), nicht erkennbar.

Zwischen der Steifigkeit aus dem Kriechversuch S_{mix} und der Verhältniszahl SM/FM ist auf Abbildung 14 c kein Zusammenhang zu erkennen.

4.6.2. Vergleich Kriech- Triaxversuch

Beide Versuche weisen gegenüber dem Marshalltest den grossen Vorteil auf, dass die Spannungszustände im Prüfkörper, abgesehen von den einschnürenden Kräften in den Lasteinleitungszonen, genau definiert sind. Im Gegensatz zum Marshalltest, aus dem nur empirische Vergleichsgrössen resultieren, lassen sich daher aus diesen Laborversuchen physikalische Kennwerte berechnen. Es muss aber streng zwischen der Steifigkeit aus dem Kriechversuch und jener aus dem triaxialen Bruchversuch unterschieden werden, da es sich im ersten Fall um einen Verformungsversuch handelt, bei dem der Prüfkörper bewusst nicht zum Bruch geführt wird. Der Abbildung 15 ist zu entnehmen, dass keine Beziehung zwischen dem Winkel der inneren Reibung ϕ' und der Kriechdehnung ϵ_{60}' besteht.

Allgemein lässt sich feststellen, dass im Kriechversuch die Kohäsion einen grösseren Einfluss auf den Verformungswiderstand der bituminösen Prüfkörper ausübt als der Reibungswinkel. Der von BONNOT [39] gegen den Kriechversuch erhobene Einwand, die innere Reibung werde zu wenig angesprochen,

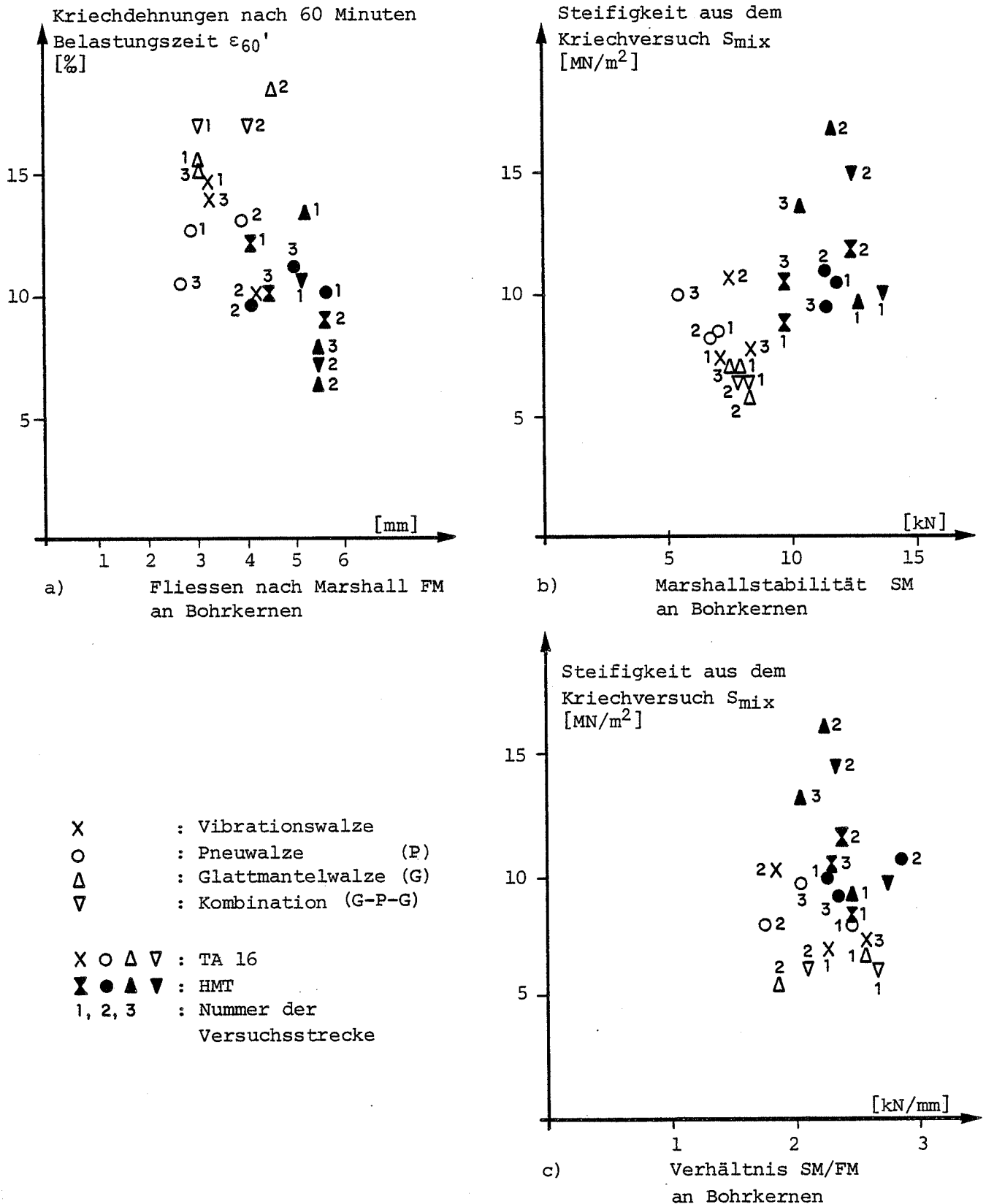


Abbildung 14: Gegenüberstellung der einaxialen, statischen Kriechversuche und des Marshallversuches

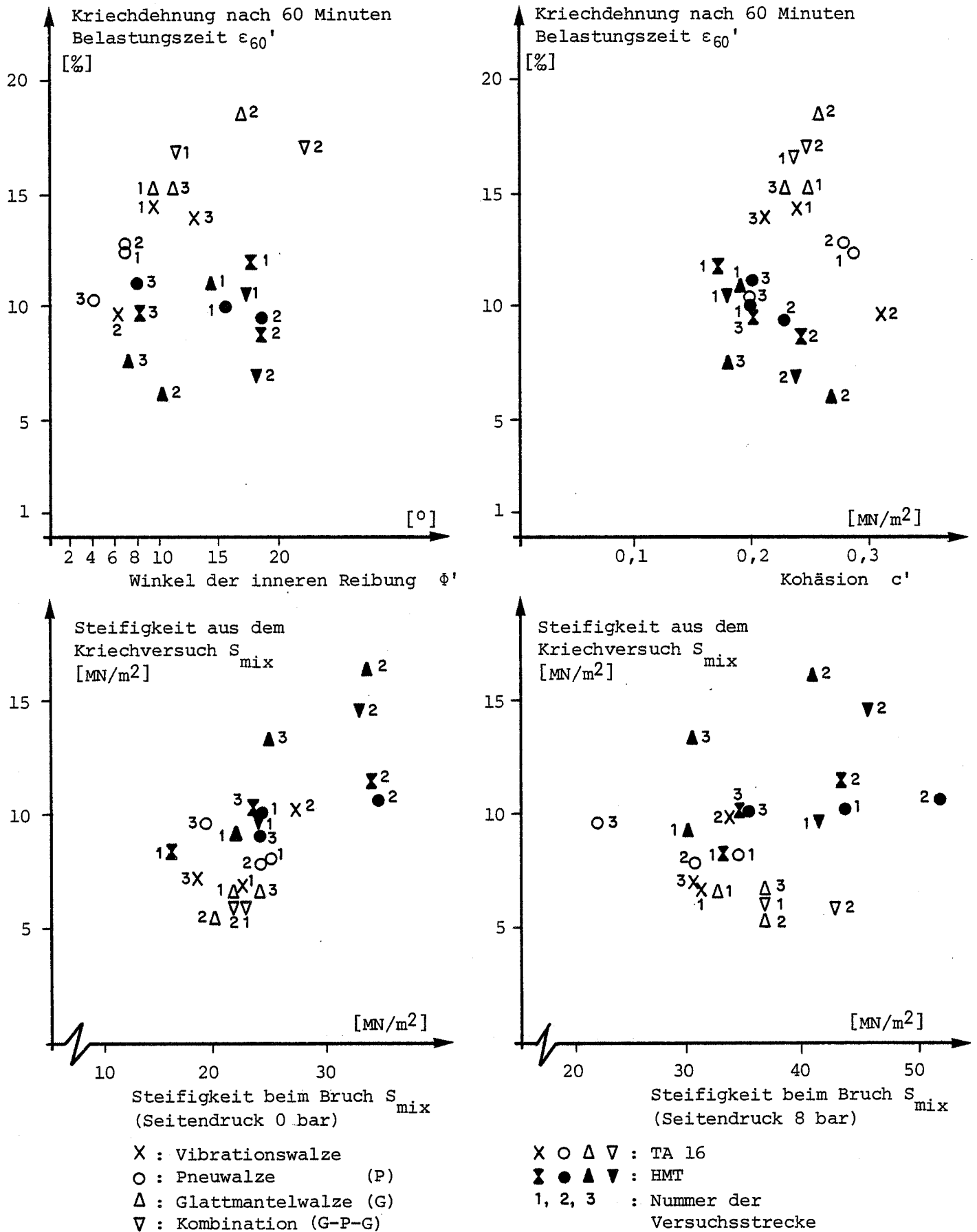


Abbildung 15: Gegenüberstellung der Ergebnisse aus dem einaxialen, statischen Kriechversuch bei 40°C und dem triaxialen Bruchversuch bei 40°C

scheint somit berechtigt zu sein. Dazu ist jedoch zu bemerken, dass die Rolle des Winkels der inneren Reibung für das Gebrauchsverhalten einer verdichteten bituminösen Schicht zumindest fraglich ist [40][41]. Während der Reibungswinkel in erster Linie durch die Kornform bestimmt wird, weisen Untersuchungen von SCHULZE [42] und LEMPE [43] darauf hin, dass bituminöses Mischgut aus Rundmaterial keinesfalls schlechtere Eigenschaften oder einen schlechteren Verformungswiderstand aufweisen muss als solches aus gebrochenem Material. Auch in [4] wurde festgestellt, dass geringe Differenzen hinsichtlich Bitumen- und Füllergehalt der Mischungen einen grösseren Einfluss auf den Verformungswiderstand ausüben, als die Kornform.

Zwischen der Steifigkeit S_{mix} aus dem einaxialen Kriechversuch unter standardisierten Bedingungen und der aus dem triaxialen Bruchversuch bei 0 und 8 bar Seitendruck ermittelten S_{Bmix} kann keine eindeutige Relation festgestellt werden. Beim Seitendruck $\sigma_3 = 0$ bar ist zwar eine Tendenz zu steigendem S_{mix} ersichtlich, doch ist der Korrelationskoeffizient mit $r^2=0.51$ recht bescheiden. Das bedeutet, dass selbst bei gleichem Spannungszustand im Prüfkörper (einachsig, da $\sigma_3 = 0$) die Steifigkeiten aus Verformungs- und Bruchversuch nicht recht in Einklang zu bringen sind. Es sei an dieser Stelle nochmals auf den grundlegenden Unterschied zwischen diesen beiden Versuchsarten hingewiesen.

4.6.3. Vergleich Marshall- Triaxversuch

Obwohl beim Marshall- und beim TRIAX-Versuch der Prüfkörper bis zum Bruch belastet wird und somit beide der gleichen Versuchsart angehören (nämlich den Bruchversuchen), ist der Zusammenhang zwischen den ermittelten Kennwerten gering.

Für den Fliesswert FM lässt sich kein Zusammenhang mit den einzelnen physikalischen Kennwerten c' und ϕ' ableiten.

Da der Fliesswert eine Art Bruchdehnung darstellt, wurde er auch mit der Bruchdehnung ϵ_B aus dem TRIAX-Versuch verglichen, es konnte jedoch kein Zusammenhang gefunden werden.

Die Stabilität nach Marshall SM zeigt beim TA 16 eine gewisse Abhängigkeit vom Reibungswinkel ϕ' ($r^2 = 0.77$), was jedoch zu erwarten war, da beide

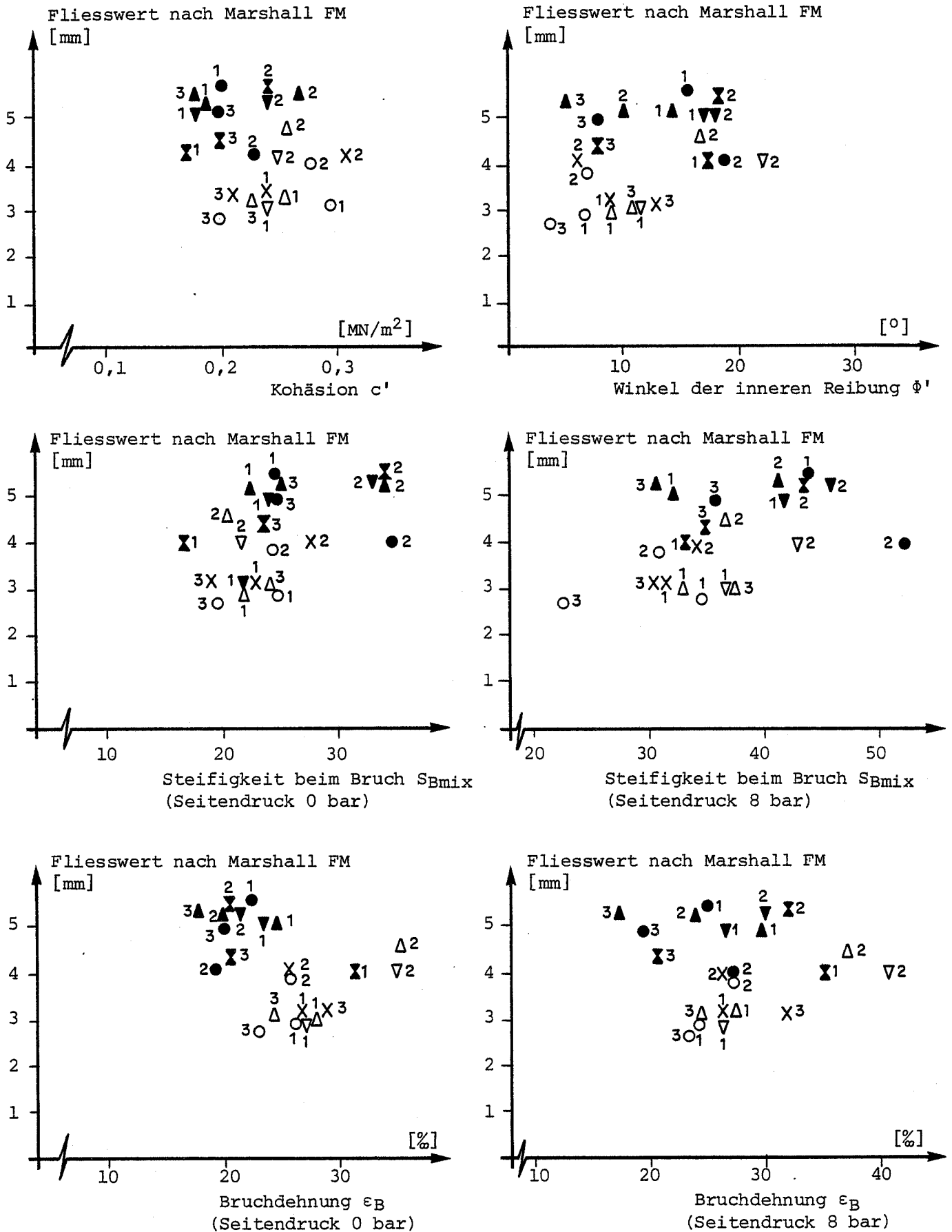


Abbildung 16:

Gegenüberstellung des Fließwertes nach Marshall FM und den Ergebnissen aus dem triaxialen Bruchversuch c' , ϕ' , S_{Bmix} und ϵ_B (Legende siehe Abb. 25)

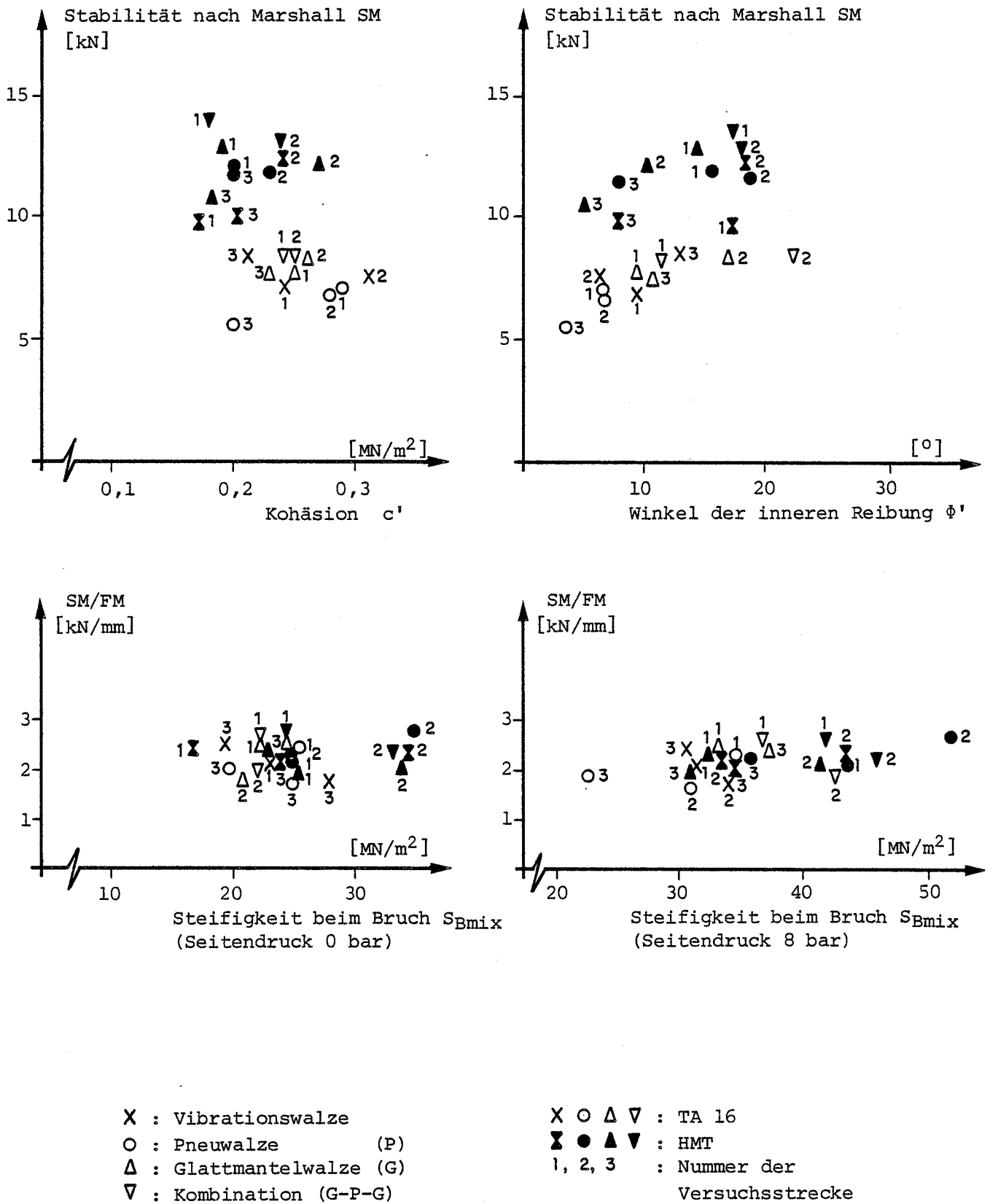


Abbildung 17: Gegenüberstellung der Stabilität nach Marshall SM bzw. des Verhältnisses SM/FM und der Ergebnisse aus dem triaxialen Bruchversuch c' , ϕ' und S_{Bmix}

Werte in starkem Masse vom Verdichtungsgrad abhängen. Auch bei der Tragschicht kann eine allgemeine Tendenz zu höheren Stabilitäten SM mit zunehmendem Reibungswinkel festgestellt werden.

Das Verhältnis SM/FM, das eine Art Steifigkeit ist, lässt sich nicht mit der Bruchsteifigkeit S_{Bmix} in Einklang bringen. Dazu ist jedoch zu bemerken, dass alle erhaltenen Verhältnisse SM/FM in einem kleinen Bereich, nämlich zwischen 1.7 und 2.8 streuen, was die Aussage relativiert. Eine Extrapolation auf einen grösseren Bereich, d. h. eine Verallgemeinerung ist nicht ohne weiteres erlaubt.

4.6.4. Folgerungen

Aus den drei durchgeführten Versuchen, Marshallversuch, einaxialer statischer Kriechversuch und triaxialer Bruchversuch lassen sich anhand der untersuchten Prüfkörper nur wenige Querverbindungen aufzeigen. Die beiden einzigen ersichtlichen Beziehungen zwischen den Kenngrössen zweier unterschiedlicher Versuche, die sich nicht mit einer gemeinsamen Abhängigkeit vom Verdichtungsgrad erklären lassen, bestehen zwischen der Kriechdehnung nach 60 Minuten Belastungszeit ϵ_{60}' und dem Fließwert nach Marshall FM und zwischen der Kohäsion c' und ϵ_{60}' .

Es ist anzunehmen, dass eine grosse Anzahl unterschiedlicher Rezepturen die Beziehungen zwischen den einzelnen Versuchen klarer zu Tage bringen würde, als dies im vorliegenden Bericht der Fall ist, bei dem sich nur zwei Mischungen deutlich voneinander unterscheiden (16er und 32er). Diese Beziehungen fallen hier quasi als Nebenprodukt an, da das Konzept auf den Einfluss des Walzentyps auf die mechanischen Eigenschaften ausgerichtet war. In einem laufenden, gemeinsamen vom Eidgenössischen Departement des Innern, EDI erteilten Forschungsauftrages des LAVOC (Laboratoire des voies de circulation, ETH-Lausanne) und des ISETH (Institut für Strassen-, Eisenbahn- und Felsbau, ETH-Zürich) wird der Einfluss unterschiedlicher Mischungen auf die Versuchsergebnisse näher untersucht (FA 5/79 "Ornièrage, étude comparative de différents dispositifs d'essais des enrobés").

4.7. EINFLUSS DER VERDICHTUNGSTEMPERATUR AUF DIE MECHANISCHEN EIGENSCHAFTEN

Obwohl alle Versuchsfelder während der gleichen Jahreszeit (Juli/August) eingebaut wurden, war die Verdichtungstemperatur nicht konstant. Dies wurde einerseits bewusst so angeordnet, um den Einfluss der Verdichtungstemperatur aufzuzeigen, andererseits spielten die Witterungsverhältnisse insbesondere bei der Verschleisschicht eine massgebende Rolle. Aufgrund der in der Tabelle 10 zusammengestellten Verdichtungstemperaturen wurden beim TA 16 die Versuchsstrecken 1 und 3 zur Charakterisierung der mechanischen Eigenschaften bei niedrigen Temperaturen ausgewählt. Die bei hohen Verdichtungstemperaturen erhaltenen Werte stammen aus der Versuchsstrecke 2. Bei der Tragschicht wird die HMT/B 32 (Versuchsstrecke 2) bei dieser Betrachtung nicht berücksichtigt, um den Einfluss der unterschiedlichen Rezeptur zu eliminieren und so den Einfluss der Verdichtungstemperatur deutlich zum Ausdruck zu bringen. Die 1. Versuchsstrecke charakterisiert hier die hohen Temperaturen, die 3. die niedrigen.

TABELLE 10: Temperaturen der drei Versuchsstrecken bei Beginn und Ende der Verdichtung

	TA 16			HMT 32s	HMT/B32	HMT 32s
Nummer der Versuchsstrecke	1	2	3	1	2	3
Temperatur beim Verdichtungsbeginn [°C]	135	140	130	140	165	140
Temperatur beim Verdichtungsende [°C]	65	95	70	105	110	90

Wie bereits bei der Beurteilung der mechanischen Eigenschaften durch die Laborversuche, werden auch hier jene Materialkennwerte als Kriterium herangezogen, die keine Abhängigkeit vom Verdichtungsgrad zeigten. Es sind dies: das Fließen nach Marshall FM, die korrigierte Steifigkeit aus dem Kriechversuch S_{mix} und die Bruchsteifigkeit aus dem triaxialen Versuch S_{Bmix} . Um den Einfluss der Verdichtungstemperatur zu veranschaulichen, wird jeweils das Verhältnis h/n aus den Einzelergebnissen der Versuche an

Bohrkernen aus der bei hoher (h) und niedriger (n) Temperatur verdichteten Teststrecken gebildet. Um eine einheitliche und übersichtliche Darstellung zu ermöglichen, wird der reziproke Wert des Fließens $1/FM$ als Kriterium gewählt.

In der Tabelle 11 sind die Mittelwerte der Verhältniszahlen h/n der 3 ausgewählten Kriterien zusammengestellt. Einzig die Vibrationswalze beim TA 16 und die Pneuwalze bei der HMT 32s haben bei den mit höherer Temperatur verdichteten Versuchsstrecken ein günstigeres Verhalten erzeugt ($\frac{h}{n} > 1$). Bei allen anderen Walzenarten wirkte sich eine Verdichtung bei niedriger Temperatur, bei gleichem Verdichtungsgrad, positiv auf die betrachteten Versuchsergebnisse aus. In [3] konnte gezeigt werden, dass die Steifigkeiten im Kriechversuch S_{mix} mit abnehmender Verdichtungstemperatur zunehmen, was im Einklang mit der obigen Feststellung steht.

TABELLE 11: Mittelwert der Verhältniszahlen $\frac{h}{n}$ aus den drei Kriterien $1/FM$, S_{mix} und S_{Bmix}

$$\left(\frac{h}{n} : \frac{\text{Versuchsergebnis bei hoher Verdichtungstemperatur}}{\text{Versuchsergebnis bei niedriger Verdichtungstemperatur}} \right)$$

	TA 16	HMT 32s
Vibrationswalze	1.05	0.95
Pneuwalze (P)	0.90	1.07
Glattmantelwalze (G)	0.85	0.93
Kombination (G-P-G)	0.98	-

4.8. EINFLUSS DER ALTERUNG AUF DEN VERFORMUNGSWIDERSTAND

Erfahrungsgemäss verändert sich die Bitumeneigenschaft nicht nur während der Verarbeitung des Mischgutes, sondern auch im Dauergebrauch. Man unterscheidet dabei zwischen destillativen und oxydativen Effekten, die beide eine Verhärtung bewirken [44]. Aus den Ausführungen von MUGGLER [45] lässt sich schliessen, dass sich das Bitumen während der Aufbereitung des Mischgutes um etwa in gleichem Mass verhärtet wie während der folgenden Gebrauchsdauer. In Anbetracht der massgebenden Rolle die der Hohlraumgehalt spielt (siehe Abbildung 18) kann dies nur eine grobe Faustregel sein, doch zeigt sie, dass verarbeitungs- und gebrauchsbedingte Veränderungen des Bindemittels etwa zu gleichen Anteilen an der Zunahme des Verformungswiderstandes beteiligt sind. In [46] wurde festgestellt, dass die Nachhärtung weitgehend in Richtung auf härteres Bitumen verläuft, eine Verschiebung durch oxidative Nachhärtung zu den Oxidationsbitumen hin tritt nicht ein. Daraus geht hervor, dass die gealterten Bitumen dem gleichen rheologischen Typ wie die Einsatzbitumen angehören. In der gleichen Arbeit wird auch gezeigt, dass die Verhärtung ganz beträchtlich sein kann; so hatten 24 % der nach ca. 20 Jahren wieder gewonnenen Bindemittel eine Penetration zwischen 6 und 15 $\frac{1}{10}$ mm bei einem Ausgangsbitumen B 80! Um den Einfluss der Alterung des Bindemittels auf den Verformungswiderstand zu untersuchen, wurden aus der Versuchsstrecke 1, Bohrkerne unmittelbar nach dem Einbau und in verschiedenen Zeitabständen gezogen; die letzte Bohrung erfolgte 480 Tage nach dem Einbau. Die Bohrkerne, die aus einem gänzlich unbefahrenen Teilstück stammen, wurden dem standardisierten einaxialen statischen Kriechversuch unterzogen. In der Abbildung 19, in der die Versuchsergebnisse graphisch dargestellt sind, ist deutlich ersichtlich, dass die Zunahme der Steifigkeit S_{mix} rasch abklingt. Die Steifigkeit strebt viel schneller ihrem Endwert zu als die Penetration in der Abbildung 18. Dies ist wohl mit dem unterschiedlichen Bindemittel zu erklären; während in [47] das Alterungsverhalten von Bitumen untersucht wurde, ist in der vorliegenden Arbeit ein Teerbitumen eingesetzt worden, das bedeutend mehr leichtflüchtige Anteile enthält. Es ist daher auch anzunehmen, dass die Zunahme des Verformungswiderstandes in erster Linie auf den destillativen Anteil der Alterung zurückzuführen ist. Die Erhöhung der Steifigkeit beträgt nach 18 Monaten 50 %.

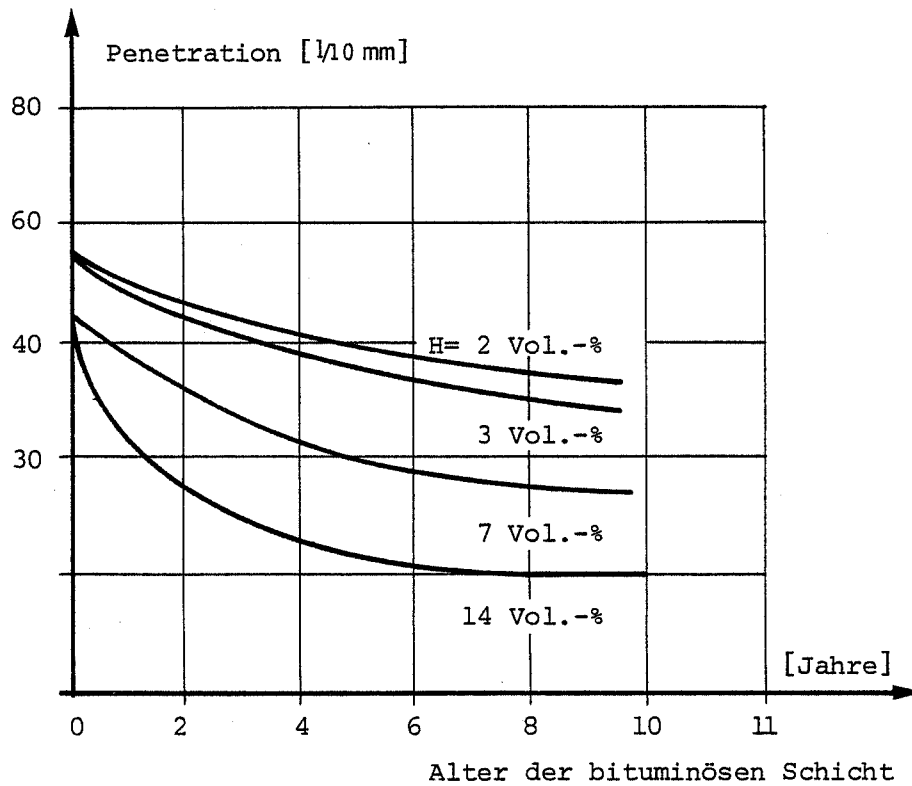


Abbildung 18: Alterung des Bitumens als Funktion von Liegezeit und Hohlraumgehalt der verdichteten bituminösen Schicht; aus [47]

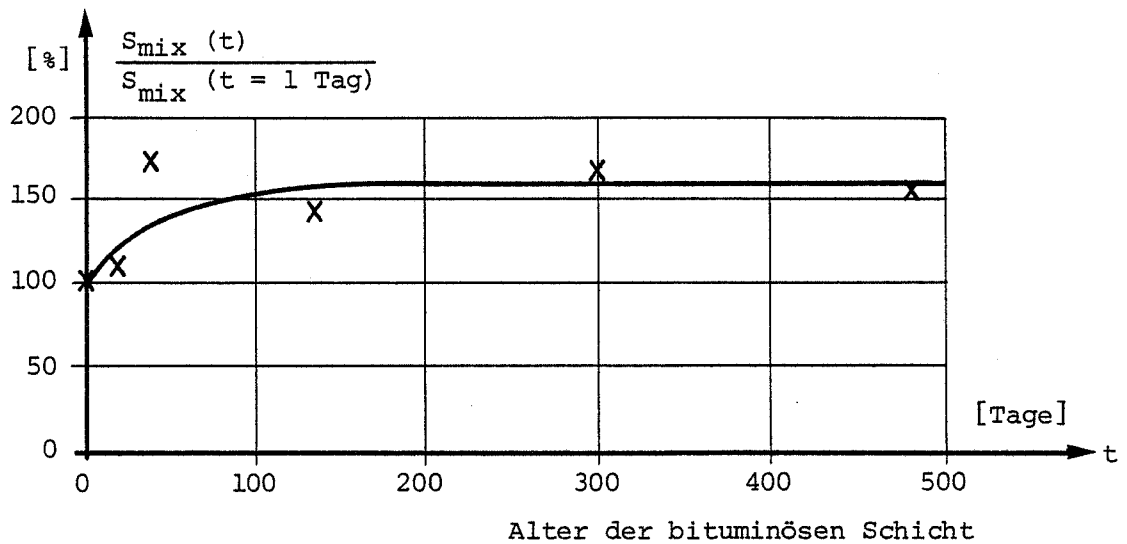


Abbildung 19: Steifigkeit S_{mix} (in % von S_{mix} unmittelbar nach dem Einbau der HMT 32s) als Funktion der Zeit

Wie aus dem ANHANG 0, in dem die Versuchsergebnisse detailliert angegeben sind, zu entnehmen ist, blieb der elastische und viskoelastische Anteil an der Gesamtdeformation von der Veränderung des Bindemittels unbeeinflusst. Auch der Verlauf der Kriechkurve, charakterisiert durch die Steigung der Kriechgeraden im doppeltlogarithmischen Massstab, ändert sich nicht. Dies deutet darauf hin, dass sich das Bindemittel in seinen rheologischen Eigenschaften kaum veränderte. Die oxydative Alterung spielte demnach eine untergeordnete Rolle. Es dominiert die destillative Alterung.

4.9. FOLGERUNGEN

Durch die vorliegende Untersuchung wurde bestätigt, dass dem Verdichtungsgrad eine vorrangige Bedeutung zukommt, wobei die Walzmethode (Vibration, Pneu etc.) hinsichtlich der erzeugten mechanischen Eigenschaften eine untergeordnete Rolle spielt. Diese Folgerung war aus den bisherigen Untersuchungen [1][2][3][4][5] nicht ohne weiteres zu erwarten, denn in früheren Arbeiten konnten je nach Verdichtungsart (schlagen, kneten, walzen) beträchtliche Unterschiede im Verformungswiderstand gefunden werden. Da es sich bei den vorliegenden Untersuchungen immer um Walzverdichtung handelt, kann gefolgert werden, dass die gemeinsame Komponente, nämlich der Walzvorgang bei teilweise behinderter Seitendehnung massgebend und die Walztechnik (Vibration, Pneu etc.) von untergeordneter Bedeutung ist.

Die Rangfolge der Walzentypen hinsichtlich der erzeugten mechanischen Eigenschaften der verdichteten bituminösen Schichten ist je nach Mischgut und Baustellenbedingung (Witterung) sehr unterschiedlich. Wir können daher die Folgerung von [12] und SOMMER [2], dass der Einfluss des Walzentypes auf das Kriechverhalten soweit überhaupt vorhanden, von der Mischungszusammensetzung abzuhängen scheint, nicht nur bestätigen, sondern auch erweitern: Das Kriechverhalten ist zusätzlich von den beim Einbau herrschenden Witterungsverhältnissen abhängig. In Uebereinstimmung mit [3] zeigte sich, dass bei gleichem Verdichtungsgrad eine niedrige Verdichtungstemperatur einen günstigen Einfluss auf den Verformungswiderstand ausübt.

Aus den Versuchsergebnissen geht hervor, dass ein zu grosser Verdichtungsgrad einen ungünstigen Einfluss auf den Verformungswiderstand ausübt. Auch in einer holländischen Untersuchung [12] konnte gezeigt werden, dass die Steifigkeit im Kriechversuch S_{mix} ab einer bestimmten Anzahl Passen wieder abnimmt; d. h. die bituminöse Schicht wurde zerwalzt. Für die Marshallverdichtung wurde dieser Zusammenhang in [48] aufgezeigt. Da in der Schweizer Norm SN 640 431 nur ein Mindest-Verdichtungsgrad vorgeschrieben wird, sollte geprüft werden, ob dieser durch einen Höchstwert zu ergänzen wäre.

Einen grösseren Einfluss als die Walzmethode übt die Rezeptur des Mischgutes auf die mechanischen Eigenschaften aus. So verhielt sich die HMT/B 32 in den Laborversuchen stets günstiger als die HMT 32s. Dies ist nicht auf die unterschiedliche Kornform zurückzuführen, sondern rührt vom günstigeren Filler-Bitumen-Verhältnis der HMT/B 32 her.

Durch eine vergleichende Betrachtung der drei durchgeführten Laborversuche konnten nur wenige Querbeziehungen zwischen den einzelnen Versuchsarten aufgezeigt werden. Dies liegt vermutlich am grundlegenden Unterschied zwischen Bruch- und Verformungsversuch.

5. G R I F F I G K E I T U N D E B E N H E I T

5.1. GRIFFIGKEIT

Um zu untersuchen ob die einzelnen Walzentypen auch unterschiedliche Griffigkeiten erzeugen, wurden auf der Versuchsstrecke 1 Messungen mit dem Ausflussmesser und dem SRT-Pendel durchgeführt, sowie die mittlere Texturtiefe mit der Sandfleck-Methode bestimmt. Von besonderem Interesse war dabei der mit der Pneuwalze verdichtete Abschnitte, da diesem Walzentyp oft vorgeworfen wird, er erzeuge durch seine knetende Wirkung eine geschlossene Oberfläche, was bezüglich der Griffigkeit ungünstig sei. Die Messungen wurden vor der Verkehrsübergabe der Versuchsstrecke durchgeführt. Der Bindemittelfilm war also noch nicht abgefahren. Es ist anzunehmen, dass sich die Griffigkeit durch den Verkehr auf allen Versuchsabschnitten verbessern wird.

5.1.1. Messverfahren

SRT-PENDEL:

Beim Skid-Resistance-Tester handelt es sich um ein Pendel mit einem gummi-besetzten Gleitkörper, der aus festgelegter Höhe durchschwingt und mit einer Kante über eine festgelegte Länge der Strassenoberfläche schleift. Die durch den Gleitvorgang umgesetzte Energie wird anhand der Steighöhe des Pendels festgestellt und ergibt ein Mass für die Griffigkeit der geprüften Oberfläche (SN 640 510a). Es wurden pro Feld an 6 Stationierungen je 5 Einzelmessungen normgerecht durchgeführt; die hier aufgeführten Ergebnisse sind also Mittelwerte aus 30 Einzelmessungen.

AUSFLUSSMESSER:

Die Ausflussmessung dient der Beurteilung der Makrotextur der Fahrbahnoberfläche. Dabei wird die Zeit gemessen, die eine bestimmte Wassermenge benötigt, um aus einem Zylinder zwischen einem belasteten Gummiring und der Fahrbahnoberfläche auszufließen (SN 640 510a). Pro Versuchsabschnitt wurden an 6 Stationierungen je 6 Messungen durchgeführt.

SANDFLECK:

Die Sandfleckmethode dient zur Bestimmung der mittleren Texturtiefe t_m der Oberfläche eines Strassenbelages. Sie beruht im Prinzip auf einer Volumenmessung, indem der Gesamteinhalt der Vertiefungen über die Kreisfläche gedanklich in das Volumen einer Scheibe mit gleichem Durchmesser, jedoch der Dicke t_m umgewandelt wird. Da das Volumen des dazu verwendeten Sandes konstant ist, stellt der Durchmesser des Sandfleckes ein Mass für die mittlere Texturtiefe dar. (Siehe ANHANG P).

5.1.2. Messergebnisse

Die in der Tabelle 12 zusammengefassten Messergebnisse weisen allgemein auf eine sehr gute Griffigkeit hin, obwohl der Bindemittelfilm noch nicht abgefahren ist. Die mit dem SRT-Pendel erhaltenen Werte liegen mit 77 bis 81 deutlich oberhalb des in der Norm (SN 640 511a) geforderten Wertes von 65. Die mittlere Texturtiefe kann als mittelmässig bis rauh eingestuft werden [49]. Die Messergebnisse mit dem Ausflussmesser sind ausserordentlich niedrig und liegen ausserhalb des zuverlässigen Messbereiches. Aus [49] darf zitiert werden: "Der Ausflussmesser liefert aber nur für verhältnismässig feine Oberflächen (mittlere Texturtiefe < 0.30 mm) messbare und interpretierbare Ergebnisse". Anhand der Messergebnisse lässt sich keine Rangfolge der Walzentypen ableiten, da die Unterschiede nicht signifikant sind. Trotz des oberflächenversiegelnden Effektes der mit Pneuwalzen erreicht wird, ist die Griffigkeit nicht schlechter.

FOLGERUNG: Die Walzenart hat keinen Einfluss auf die Anfangsgriffigkeit eines bituminösen Belages.

TABELLE 12: Ergebnisse aus den Griffigkeitsmessungen am TA 16 der

1. Versuchsstrecke:

	SRT	Ausflusszeit [sec.]	mittlere Texturtiefe t_m (Sandfleck) [mm]
Vibrationswalze	78	13.0	0.55
Pneuwalze (P)	81	6.9	0.51
Glattmantelwalze (G)	78	9.5	0.60
Kombination (G-P-G)	77	6.2	0.53

5.2. EBENHEIT

5.2.1. Messverfahren

WINKELMESSER ISETH:

Der WINKELMESSER ISETH dient zur Messung der Unebenheit in L ä n g s - r i c h t u n g . Dabei wird das Profil der Fahrbahn mit 3 hintereinander angeordneten Messrädern aufgenommen und der Winkel (W-Wert) zwischen den Geraden, gebildet aus dem 1. und 2. Rad und der Geraden aus dem 2. und 3. Rad ermittelt. Aus den W-Werten eines Abschnittes wird die Standardsabweichung (s_W -Wert) berechnet, die zur Beurteilung der Ebenheit dient (SN 640 520a).

PLANUM:

Mit dem PLANUM wird das Profil der Fahrbahn in Q u e r r i c h t u n g aufgenommen. Da die Messung auf der noch unbefahrenen Versuchsstrecke durchgeführt wurde, konnte weder der T- noch der t-Wert aus der Norm (SN 640 520a) bestimmt werden. Um im Rahmen der vorliegenden Arbeit die Ebenheit in Querrichtung quantifizieren zu können, wurde das gemessene Profil durch eine Gerade angenähert und die Standardabweichung der Abweichungen von dieser Geraden ermittelt. Diese Standardabweichung, als S_{PL} bezeichnet, ist ein Mass für die Ebenheit der Fahrbahn in Querrichtung (dieser Wert ist nicht normiert). Pro Versuchsabschnitt wurden 6 Profile aufgenommen.

5.2.2. Messergebnisse

Alle Versuchsabschnitte erfüllen die in der Norm SN 640 521a gestellten Anforderungen hinsichtlich der Längsebenheit. Die Unterschiede zwischen den einzelnen Feldern mit Ausnahme von 1.2 und 1.4, sind im statischen Sinne relevant, da der Vertrauensbereich der Messmethode $\pm 5 \%$ beträgt. Die Differenz von 0.4 zwischen den Feldern 1.1 und 1.2 bzw. 1.4 ist nicht gering, doch bleibt sie für den Fahrkomfort bedeutungslos. Die Vibrationswalze hat also die schlechteste, die Kombination von Glattmantel- und Pneuwalze die beste Längsebenheit bewirkt.

TABELLE 13: Ergebnisse aus den Unebenheitsmessungen

	Nummer des Versuchsfeldes	s_W [%]	S_{PL} [mm]
Vibrationswalze	1.1	1.79	0.58
Pneuwalze (P)	1.2	1.38	0.77
Glattmantelwalze (G)	1.3	1.51	0.91
Kombination (G-P-G)	1.4	1.37	0.81

Die beste Querebenheit wurde von der Vibrationswalze erreicht, die kleinste von der Glattmantelwalze. Während der Unterschied zwischen diesen beiden Feldern mit 98 %-iger Sicherheit signifikant ist, müssen die Felder 1.2, 1.3 und 1.4 als praktisch gleichwertig betrachtet werden. Da das hier angewendete Verfahren zur Beurteilung der Ebenheit in Querrichtung nicht normiert ist und auch keine Erfahrungen damit vorliegen, können die Werte S_{PL} aus Tabelle 10 nur zum Vergleich dienen. Bei der Auswertung der mit dem Planum aufgenommenen Profilen fiel jedoch auf, dass die aus der Norm bekannten Werte T und t kaum messbar, d. h. die Querebenheiten recht gut waren.

6. S C H L U S S F O L G E R U N G E N

Aus der vorliegenden Arbeit lassen sich folgende Folgerungen ziehen:

- Die Walzart (Vibration-, Pneu, Glattmantelwalze) hat keinen Einfluss auf die mechanischen Eigenschaften der bituminösen Schichten, sofern der gleiche Verdichtungsgrad erreicht wurde.

Die Rangfolge der Walzentypen hinsichtlich der erzeugten mechanischen Eigenschaften der verdichteten Schichten ist je nach Mischgut und Baustellenbedingung (Witterung) sehr unterschiedlich. Vielmehr als die Walzenart allein scheint die Kombination von Walzentyp, Mischgut und Witterung ausschlaggebend zu sein.

Es fiel auf, dass sich Bohrkerne aus einer Schicht, die bei niedrigeren Temperaturen gewalzt wurden, bei gleichem Verdichtungsgrad, im Kriechversuch günstiger verhielten.

- Bei der Verdichtung von bituminösen Schichten gibt es keine "sichere Seite". Eine zu intensive Verdichtung kann sich auf das Gebrauchsverhalten ebenso schädlich auswirken, wie eine ungenügende.
- Mit Pneuwalzen allein kann der in der Norm vorgeschriebene Verdichtungsgrad von 98 % nicht erreicht werden.
- Die bisherigen Vorstellungen über die Verdichtungswirkung von Vibrations- und statischen Glattmantelwalzen konnten bestätigt werden. Um einen bestimmten Verdichtungsgrad zu erreichen, genügen beim Einsatz von Vibrationswalzen etwas weniger Walzübergänge als bei statischen Glattmantelwalzen. Der Unterschied zwischen diesen beiden Walzentypen ist jedoch recht bescheiden was sich dadurch erklären lässt, dass bei den Vibrationswalzen die ersten Ueberrollungen üblicherweise mit ausgeschalteter Vibration gefahren werden.

- Die Vibrationswalzen zerstören bei dünnen Belägen (4 cm) an der Oberfläche signifikant mehr Körner als andere Walzentypen. Die beim Walzen beobachtete Kornzertrümmerung hat keine Auswirkungen auf die mechanischen Eigenschaften.
- Die grösste Homogenität im Hohlraumgehalt erreichte beim 4 cm dicken TA 16 die Pneuwalze, bei der 9 cm dicken HMT 32s die Vibrationswalze.
- Die Alterung des Bindemittels kann auch bei relativ dichten bituminösen Schichten (mittlerer Hohlraumgehalt 3,2 %) einen erheblichen Einfluss auf die Steifigkeit aus dem Kriechversuch ausüben. So nahm die Steifigkeit der HMT 32s auf einer noch unbefahrenen Versuchsstrecke innerhalb von 18 Monaten um 50 % zu.
- Der Einsatz unterschiedlicher Walzentypen wirkt sich nicht auf die Griffigkeit der Oberfläche aus.
- Es konnte festgestellt werden, dass Vibrationswalzen eine signifikant schlechtere Längsebenheit erzeugen als die anderen Walzenarten. Dieser Unterschied wirkt sich jedoch auf den Fahrkomfort und die Lebensdauer der Strasse nicht aus, da es sich um kurzwellige Unebenheiten handelt. Selbst der mit einer Vibrationswalze verdichtete Versuchsabschnitt wies eine laut Norm genügende Ebenheit auf.
- In Querrichtung konnte die beste Ebenheit bei dem mit einer Vibrationswalze verdichteten Abschnitt gemessen werden.

LITERATURSTUDIUM

Da das Problem der Verdichtung von bituminösen Massen bereits bei der Entwicklung der Asphaltstrassen zu Beginn dieses Jahrhunderts auftrat, ist es kaum möglich, die gesamte in bezug auf dieses Thema erschienene Literatur zu überblicken. Das folgende Literaturstudium erhebt daher in keiner Weise Anspruch auf Vollständigkeit, es erlaubt jedoch die wichtigsten, bei der Verdichtung zu beachtenden Punkte zu behandeln.

HILLS und FINEY [1] stellen fest, dass beim Bau einer Autobahn für die Verdichtung der bituminösen Schichten ca. 3% der Gesamtkosten aufzuwenden sind, während der Anteil des Materials 92% beträgt. Im Vergleich dazu zeigt POWELL [10], dass eine Einsparung von 1% Bindemittel die Einbaukosten um 7% reduziert. Obwohl beide Zahlenwerte nicht für alle Baustellen ihre Gültigkeit haben und sie nicht ohne weiteres auf schweizerische Verhältnisse übertragbar sind, weisen sie doch darauf hin, dass die Bedeutung der Verdichtung für die Qualität der ausgeführten Strasse ungleich grösser ist als dies im Finanzhaushalt zum Ausdruck kommt. Daher heisst auch das erste Gebot aus ARQUIE's 10 Gebote der Verdichtung [11]: "Sur le compactage, point ne lésineras!" (Knausere nicht bei der Verdichtung!).

Bevor wir uns den einzelnen Parametern, die die Verdichtung beeinflussen, zuwenden, seien die Argumente aufgeführt, die den Aufwand der Verdichtung rechtfertigen. Die Verdichtung, und damit sei nicht nur das Verdichten von bituminösen Schichten, sondern auch von Böden verstanden, hat drei prinzipielle Folgen:

- Durch die gegenseitige Annäherung der einzelnen Gesteinskörner werden spätere Setzungen möglichst vollständig vorweggenommen, insbesondere wird den differentiellen Verdrückungen entgegengewirkt, indem dank der Verdichtung eine homogene Lagerungsdichte erreicht wird. Nachverdichtungen und als Folge davon Spurrinnen, werden vermieden.
- Durch das Ineinanderfügen der Gesteinskörner, geraten die Spitzen und Kanten vermehrt aneinander, d. h. die innere Reibung wird erhöht. Durch das sich aufbauende Korngerüst wird die Tragfähigkeit bedeutend grösser. Als Folge der Verdichtung verbessern sich die mechanischen Eigenschaften.

- Die Verdichtung verkleinert die Durchlässigkeit des Materials, da der Hohlraumgehalt abnimmt. Dieser Aspekt ist vor allem für die bituminösen Beläge von Bedeutung, jedoch auch für Böden nicht zu vernachlässigen. Dank dem kleinen Hohlraumgehalt wird der Wasser-Zutritt in den Untergrund verhindert.

GLATTMANTELWALZEN:

Trotz der Konkurrenz von Pneu- und Vibrationswalzen, ist die statische Glattmantelwalze von den Baustellen nicht wegzudenken. Durch ihre relativ geringe Eindringtiefe bewirkt sie einen grossen oberflächlichen Druck, der ihre glättende Wirkung erzeugt. Der Verdichtungseffekt von Glattmantelwalzen wird im wesentlichen, abgesehen von den bei allen Walzentypen massgebenden Faktoren, Anzahl Passen und Walzgeschwindigkeit, durch die Linienlast und den Durchmesser der Räder bestimmt. Bei 3-Rad Walzen wird oft die Wirkung der hinteren Räder überschätzt, da diese in der Regel eine höhere Linienpressung aufweisen. Dabei wird aber nicht beachtet, dass der für die Verdichtung massgebende Kontaktdruck auch vom Durchmesser des Rades mitbestimmt wird. Da dieser bei den Hinterrädern meist grösser ist, wird dadurch der Vorteil der höheren Linienlast zum Teil kompensiert; die Verdichtungswirkung der Hinterräder ist also sehr ähnlich der Verdichtungswirkung der Vorderräder. Zur Charakterisierung des Verdichtungseffektes der Walzen wird in [12] der Kennwert C_r (roller characteristic) vorgeschlagen:

$$C_r = \frac{P}{\ell \cdot D}$$

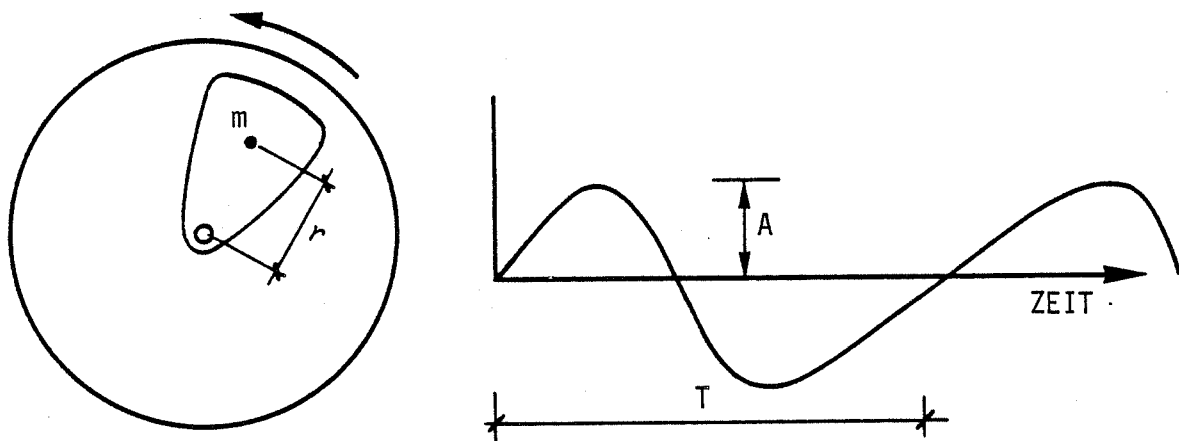
wobei: P : Radlast
 ℓ : Breite des Rades
 D : Durchmesser des Rades

Dieser Kennwert beschreibt die Wirkung einer Walze bedeutend besser als die Linienlast, da er auch den Walzendurchmesser berücksichtigt.

VIBRATIONSWALZEN:

Vibrationsplatten und kleinere Typen von Vibrationswalzen wurden schon in den 50er Jahren für Instandsetzungsarbeiten, Fusswege mit Asphaltbelag und ähnliche kleinere Asphaltarbeiten verwendet. Gegen Ende der 50er Jahre wurden in Europa bereits Tandem-Vibrationswalzen mit einem Gewicht von 4 - 5 t. für grössere Asphaltarbeiten wie Strassenbau, Parkplätze, Fabrikhöfe und dergleichen eingesetzt [13]. Als Folge der guten Erfahrungen, die man mit den kleineren Walzentypen gemacht hatte, wurden Vibrationswalzen entwickelt, die auch für grosse Asphaltarbeiten (Autobahnen) genügend leistungsfähig sind.

Vibrationswalzen bestehen aus einem Rahmen, der mit Gummielementen den Rädern gegenüber gedämpft ist. Die statische Masse der Walze resultiert aus dem Gewicht von Rahmen und Walzenrädern. Die Vibrationen werden in der Regel mit einem rotierenden Exzenter erzeugt, dessen Drehzahl die Frequenz der Vibration bestimmt. (Vgl. dazu Abbildung 1).



Frequenz $1/T$ [Hz]

Amplitude A [mm]

Masse des Exzeters m [kg]

Exzentermoment $m \cdot r$ [m·kg]

Abbildung 1: Vibrationserzeugung durch rotierendes Exzentergewicht (aus [13])

Vibrationswalzen arbeiten mit einer Kombination von statischen und dynamischen Lasten. Durch die Vibration wird die innere Reibung der zu verdichtenden Schichten herabgesetzt, was den Verdichtungs Vorgang begünstigt. Dank der Reduktion der inneren Reibung erzielen die Vibrationswalzen eine grosse Tiefenwirkung. Die Verdichtungswirkung dieses Walzentyps wird im wesentlichen durch folgende Parameter bestimmt:

- statische Linienlast und Raddurchmesser
- Frequenz und Amplitude
- Anzahl der vibrierenden Räder
- Verhältnis der Gewichte von Rahmen und Räder.

Der Einfluss der s t a t i s c h e n L i n i e n l a s t wurde in [14] untersucht. Bei gleicher Frequenz und ähnlicher Amplitude wurde eine 10 cm dicke HMT mit Walzen unterschiedlicher Linienlasten verdichtet; er ergab sich dabei folgendes Bild: Zu Beginn des Verdichtungs Vorganges erzeugte eine höhere Linienpressung einen grösseren Verdichtungsgrad. Nach einigen Passen konnte jedoch keine Abhängigkeit des erreichten Verdichtungsgrades von der Linienpressung mehr beobachtet werden.

F r e q u e n z u n d A m p l i t u d e : Bei der Konstruktion von Tandem-Vibrationswalzen müssen die Vibrationen der beiden Räder aufeinander abgestimmt werden, da sie sich gegenseitig beeinflussen. Um diesem Problem auszuweichen, wurde vor 10 Jahren das sogenannte "transversale Tandem" entwickelt [15]. Dabei handelt es sich um eine Walze, die aus einer Achse mit zwei nebeneinanderlaufenden Trommeln und einem Stützrad besteht. Bei geringerem Gesamtgewicht wird dadurch eine hohe Linienpressung und eine grössere Walzbreite erreicht. Der Nachteil besteht darin, dass mit diesem Walzentyp mehr Passen gefahren werden müssen als mit den Tandem-Vibrationswalzen.

Jedes Material hat seine Resonanzfrequenz, die von der momentanen Lagerungsdichte abhängt, d. h. die mit zunehmender Verdichtungsarbeit steigt. Eine optimale Verdichtung kann dadurch erreicht werden, indem die Frequenz der Walze in die Nähe der Resonanzfrequenz gebracht wird. Für die Praxis bedeutet dies: wird während des ganzen Verdichtungs Vorganges mit

einer gleichbleibenden Frequenz gewalzt, so werden die Möglichkeiten der Walze nur in einer relativ kurzen Phase optimal genutzt, nämlich in der Zeit, in der die Walzfrequenz zufällig etwa der Resonanzfrequenz des zu verdichtenden Materials entspricht.

In [14] wurde an 17 und 20 cm starken HMT-Schichten festgestellt, dass höhere Frequenzen in der Regel eine über die Schichtdicke homogenere Verdichtung erzielen.

Die theoretische Amplitude der Walzentrommel A_0 hängt nur vom Exzentermoment $m \cdot r$ und von der vibrierenden Masse M ab:

$$A_0 = \frac{m \cdot r}{M}$$

Die effektiv wirkende Amplitude wird jedoch auch vom Untergrund beeinflusst, so dass A_0 mit einem Korrekturfaktor K versehen wird: $A = A_0 \cdot K$. Eine Walze wird ihre Amplitude umso besser dem Untergrund aufzwingen können, je näher ihre Frequenz der Resonanzfrequenz des Systems Walze-Untergrund ist. Daher berechnet sich auch K aus dem Verhältnis von Walzfrequenz und Resonanzfrequenz f_r [15]. Die Gleichung für die effektiv wirkende Amplitude lautet somit:

$$A = \frac{m \cdot r}{M} \cdot \frac{f}{f_r}$$

In [14] konnte für zwei verschiedene bituminöse Schichten (17 cm HMT und 6 cm AB) gezeigt werden, dass eine grössere Amplitude sich günstig auf den Verdichtungs Vorgang auswirkt.

Das Verhältnis der isolierten Masse (= Masse des Rahmens der Walze) zur vibrierenden Masse (= Masse der Trommel) kann einen grossen Einfluss auf die Verdichtungswirkung einer Walze ausüben. Ist dieses Verhältnis zu klein, so kann die Walzentrommel zeitweise den Kontakt mit der Unterlage verlieren, d. h. sie hebt sich ab. In der Abbildung 2 ist die Wirkung des Abhebens dargestellt: Der Kontaktverlust verkleinert die wirkende Amplitude, so dass die Verdichtungsleistung abnimmt. PARAMYTHIOTI [15] fordert daher gegenüber der vibrierenden Masse eine etwa doppelt so grosse isolierte Masse.

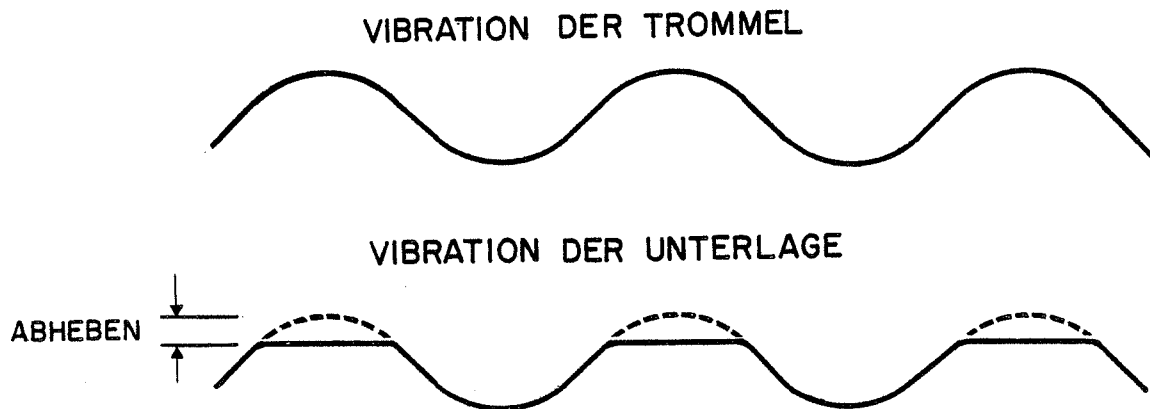


Abbildung 2: Auswirkung des Abhebens der Walze auf die Vibration der Unterlage

Abschliessend seien die Vor- und Nachteile von Vibrationswalzen erwähnt. Dieser Walzentyp hat eine grosse Tiefenwirkung, ist sehr effektiv und kommt mit einem relativ kleinen Gewicht aus. Nachteilig kann sich die Vibration aber auch auswirken, indem sie unter gewissen Umständen zu Auflockerungen führen kann. Wegen ihrer guten Verdichtungswirkung kann eine bituminöse Schicht zu stark verdichtet werden, was sich unter Umständen in einem niedrigeren Verformungswiderstand bemerkbar machen kann.

PNEUWALZEN:

Die in den späteren 40er Jahren aufkommenden Pneuwalzen haben eine weiche und geschmeidige Kontaktfläche zur Unterlage. Die Folge davon ist eine schonende Verdichtung, bei der die einzelnen Körner weder zu grossem Druck ausgesetzt, noch auf Schlag beansprucht werden. Dies macht die Pneuwalze für Oberflächenbehandlungen unentbehrlich. Durch den regulierbaren Pneu- druck sind sie vielseitig einsetzbar. Das Schieben des Mischgutes, das beim nicht angetriebenen Rad der Glattmantelwalze auftritt, kann bei der Pneuwalze weniger beobachtet werden. MARKER [16] begründet dies mit der Abflachung der Gummiräder auf der Unterlage und schliesst daraus, dass eine fast 100%-vertikale Einleitung der Kraft erfolgt. Die knetende Wirkung bedingt den oberflächenversiegelnden Effekt der Pneuwalze. Auf das

Kneten der verschiedenen Walzenarten und insbesondere auf das der Pneuwalze wird später eingegangen. Neben all diesen Vorteilen hat dieser Walzentyp aber auch den mehrfach festgestellten, gewichtigen Nachteil, dass er keinen genügenden Verdichtungsgrad erreichen kann [6][7][8][17].

Die Verdichtungswirkung von Pneuwalzen wird durch die Radlast und den Pneudruck bestimmt. Es ist dabei zu beachten, dass der Pneudruck nicht identisch mit dem Kontaktdruck ist, sondern in Abhängigkeit von der Verformbarkeit der zu verdichtenden Masse steht. PARAMYTHIOTI [18] hat die Einflüsse auf den Kontaktdruck an einem Modell studiert. Auf eine Unterlage konstanter Verformbarkeit hat er einen Pneu angedrückt und die Kontaktfläche ausgemessen. Ohne näher auf die Versuchsdurchführung einzugehen, seien seine drei wichtigsten Folgerungen aufgeführt:

- es besteht ein wesentlicher Unterschied zwischen den auf diese Weise bestimmten Kontaktdruck und dem auf einer starren Unterlage gemessenen, (d. h. es besteht ein Einfluss des Verdichtungswiderstandes).
- bei konstanter Radlast haben bedeutende Aenderungen des Pneudruckes nur einen geringen Einfluss auf den Kontaktdruck.
- bei konstantem Pneudruck beeinflusst die Radlast den Kontaktdruck beträchtlich.

Der Kontaktdruck allein ist jedoch nicht mit der Verdichtungswirkung gleichzusetzen; die Grösse der Kontaktfläche muss auch berücksichtigt werden. Nach dem Gesetz von BOUSSINESQ [19] ist die Tiefenwirkung bei gleichem Kontaktdruck umso grösser, je grösser die lasteinleitende Fläche ist. Im Einklang dazu stellt ARQUIE [20] fest: Bei gleicher Radlast erzeugt eine Druckerhöhung in den Pneus (= Verringerung der Kontaktfäche) eine Verbesserung der Verdichtung im oberen Teil der Schicht, während eine bessere Verdichtung im unteren Teil erreicht werden kann, indem bei konstantem Pneudruck die Radlast erhöht wird (= Vergrösserung der Kontaktfläche).

In [21] und [22] wurde der Pneudruck der Gummiradwalze zwischen 3 und 9 bar variiert, während die Radlast (5 t) konstant blieb. Aus den Messungen des Verdichtungsgrades lässt sich schliessen, dass der Pneudruck bei dieser Radlast einen sehr geringen Einfluss auf die Verdichtungswirkung der Pneuwalzen ausübt.

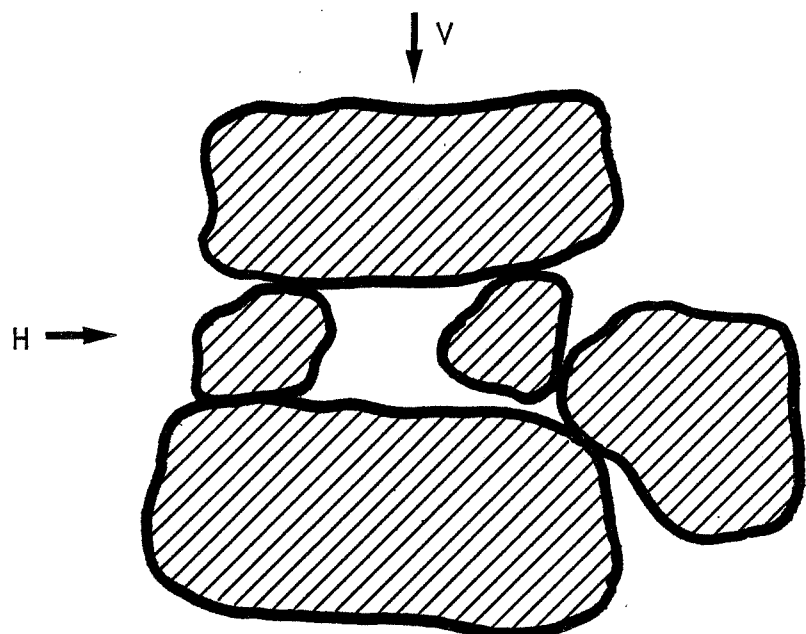
Auch die Radlast scheint ab einem gewissen Grenzwert keinen grossen Einfluss auf die Verdichtungswirkung zu haben. In [21] konnte kein wesentlicher Unterschied im Verdichtungsgrad einer HMT (Schichtdicke 15 cm) festgestellt werden, die bei gleichem Pneudruck mit Radlasten von 3 und 5 t verdichtet wurde. Es ist hier zu bemerken, dass beide in dieser französischen Untersuchung betrachteten Radlasten über den in der Schweiz üblichen Werten von bis zu 3 t liegen. Der Einfluss der Radlast auf die Verdichtungswirkung kann nicht ohne weiteres von einem Lastbereich auf einen anderen übertragen werden. Die Frage ob unterschiedliche Radlasten innerhalb des in der Schweiz üblichen Bereiches die Verdichtungswirkung beeinflussen, kann somit aus diesen Untersuchungen nicht beantwortet werden, es ist jedoch klar ersichtlich, dass Radlasten über 3 t keine Verbesserung der Verdichtungswirkung erbringen.

KNETWIRKUNG:

Die beim Verdichtungsvorgang auftretende Knetwirkung kann wie folgt definiert werden: Kneten tritt dann auf, wenn ein zeitlicher Wechsel der Richtung der Hauptspannung auftritt. So wie der Bäcker den Teig von allen Seiten her zusammendrückt (knetet), werden auch bei der Walzverdichtung Teile der zu verdichtenden Schicht nicht nur senkrecht, sondern auch horizontal belastet. Diese waagrechte Spannung H vermag dort zu verdichten, wo eine noch so grosse vertikale Last V infolge der Brückenwirkung keine weitere Abnahme der Hohlräume erzeugen kann (vergl. dazu Abbildung 3).

Abbildung 3:

Graphische Darstellung
der Knetwirkung



Da jede Walze in einem gewissen Masse das Material vor sich herschiebt und seitlich wegdrückt, übt sie dadurch eine horizontale Spannung auf das Mischgut aus, d. h. sie hat laut Definition eine knetende Wirkung. Bei der Pneuwalze kommt aber ein anderer Effekt hinzu: Beim Abplatten der Reifen in der Aufstandsfläche entstehen horizontale längs- und quergerichtete Schubspannungen [23] (Abbildung 4). Die Anordnung der Räder einer Pneuwalze nutzt diesen Effekt optimal aus, denn auf das zwischen den Rädern liegende Mischgut addieren sich die von jedem Rad ausgehenden Spannungen.

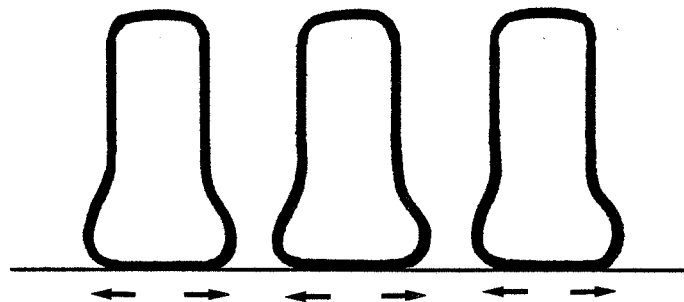


Abbildung 4: Knetwirkung einer Pneuwalze

MISCHGUTZUSAMMENSETZUNG:

Der Einfluss der Rezeptur auf die Verdichtbarkeit wurde in [24] eingehend untersucht und anschaulich dargestellt. In Abbildung 5 ist die erforderliche, relative Anzahl Passen in Abhängigkeit vom Volumenverhältnis Filler zu Bitumen, von der Härte des Bindemittels und von der Volumenkonzentration des Splittes im Mischgut c_v dargestellt. Der Vergleich einer extrem verdichtungsunwilligen Mischung I ($F/B=0,7$; $c_v=66$; $Pen=50$) mit einer extrem verdichtungsfreudigen Mischung II ($FB=0,3$; $c_v=0,50$; $Pen=150$) erfolgt dadurch, dass die relative Anzahl Passen der einzelnen Faktoren miteinander multipliziert werden. Auf diese Weise kommt die steifere Mischung I auf eine relative Anzahl Ueberrollungen von 2.3, die weichere auf 0.5. Das bedeutet, dass für die Verdichtung der Mischung I ca. 4 bis 5 mal so viele Passen notwendig sind als für das Mischgut II. Berücksichtigt man noch den Umstand, dass sich das Mischgut abkühlt, dass also bei der verdichtungsunwilligen Mischung I die 4 bis 5 mal grössere Anzahl

Passen nicht bei der gleichen Temperatur aufgebracht werden kann, so sieht man, dass die Mischungszusammensetzung die Verdichtungsarbeit um einen Faktor, der bei entsprechender Witterung, weit über 4 liegt vergrössern kann.

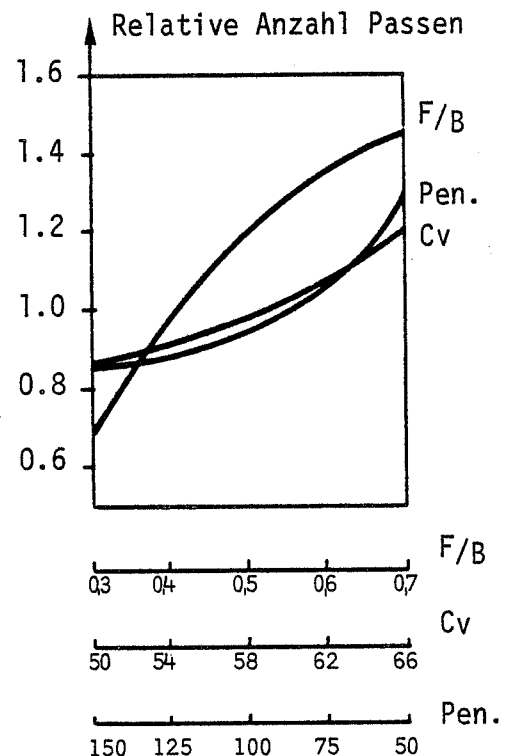
Abbildung 5:

Relative Anzahl Passen in Funktion der Mischungszusammensetzung (Verdichtungsgrad = 100 %) [24]

F/B = Volumenverhältnis Filler-Bitumen

c_v = Volumenkonzentration des Splittes in der Mischung

Pen = Penetration des Bitumens



VERDICHTUNGSTEMPERATUR:

Der Verdichtungstemperatur bituminöser Schichten kommt eine erstrangige Bedeutung zu. Bei hohen Verdichtungstemperaturen wirkt das Bindemittel als Verdichtungshilfe, indem es durch Schmierung die Reibung an den Korn-zu-Korn-Kontaktstellen vermindert. Mit fortschreitender Verdichtung nimmt jedoch diese Schmierwirkung ab, der Verdichtungswiderstand nimmt zu. Dies ist auf die Ueberlagerung zweier Einflüsse zurückzuführen:

Erstens nimmt die Viskosität des bituminösen Bindemittels mit fortschreitender Verdichtung zu. Mit fallender Temperatur steigt die Viskosität logarithmisch an und durch die gegenseitige Annäherung der Mineralkörner nimmt die Dicke des Bindemittelfilms ab, was zu einer zusätzlichen Viskositätserhöhung führt.

Zweitens vergrössert sich der Winkel der inneren Reibung ϕ mit zunehmender Anzahl Korn-zu-Korn-Kontaktstellen.

Da der Verdichtungswiderstand in erster Linie von der Viskosität des Bindemittels abhängt, nimmt auch er mit fortschreitender Abkühlung nicht linear zu. Die Geschwindigkeit der Temperaturabnahme ist von den Witterungsverhältnissen und der Schichtdicke abhängig. In Abbildung 6a ist der Temperaturverlauf zweier unterschiedlicher Schichtdicken bei ähnlicher Witterung in Funktion der Zeit graphisch dargestellt. Der Einfluss der Schichtdicke auf den Verformungsvorgang wird aber noch deutlicher, falls man bei einem bestimmten Zeitpunkt nicht die Temperatur, sondern die Viskosität des bituminösen Mörtels betrachtet. Um der Schwierigkeit der Frage, welche Korngrösse noch zum Mörtel zu zählen ist, zunächst auszuweichen, wollen wir unter Mörtel einfach Bindemittel plus Filler (Korn < 0.08 mm) verstehen. Aus [25] ist bekannt, dass die Viskosität des Mörtels bei einer effektiven Volumenkonzentration von $c_{eff} = 0,5$ (was etwa 50 % Gewichtsanteile Bindemittel entspricht) ca. das 10-fache des reinen Bitumen beträgt. In der Abbildung 6b ist die Viskosität des Mörtels in den beiden betrachteten Schichten in Abhängigkeit von der Zeit aufgetragen. 10 Minuten nach dem Einbau durch den Fertiger, ist die Viskosität in der dünneren Schicht um den Faktor 10 grösser als in der dickeren. Dies bedeutet aber nicht, dass der Verdichtungswiderstand um diesen Betrag zugenommen hat, denn er ist in der Regel proportional zur kubischen Wurzel der Viskosität [1]; der Unterschied in der Verarbeitbarkeit beträgt aber trotzdem Faktor 2. Die British Standards geben, je nach Bitumenhärte (Penetration) die Temperatur von 65 bis 95°C als jene Temperatur an, bei der infolge der zu hohen Viskosität eine Verdichtung nicht mehr möglich ist. Nach HOLL [26] ergeben sich die Temperaturen hauptsächlich der Walzenverdichtung im Bereich über EP RuK + 30°C. Aus diesen kritischen Temperaturen lässt sich der maximale zeitliche Abstand hinter dem Fertiger bestimmen, in dem es noch sinnvoll ist, eine Walze einzusetzen. HILLS [1] hat dies bildlich sehr gut in Abbildung 7 dargestellt. Ebenfalls aus dieser Arbeit stammt die 8. Abbildung in der die dem Unternehmer zur Verfügung stehende Zeit für die Verdichtung in Abhängigkeit der Schichtdicke, Temperatur des Mischgutes und Temperatur der Unterlage herausgelesen werden kann. Daraus geht deutlich hervor, dass die Verdichtung von dünnen Belägen zu einem Wettlauf mit der Zeit werden kann.

η_B : dynamische Viskosität des Bitumens B 80/100
 η_M : dynamische Viskosität des Mörtels

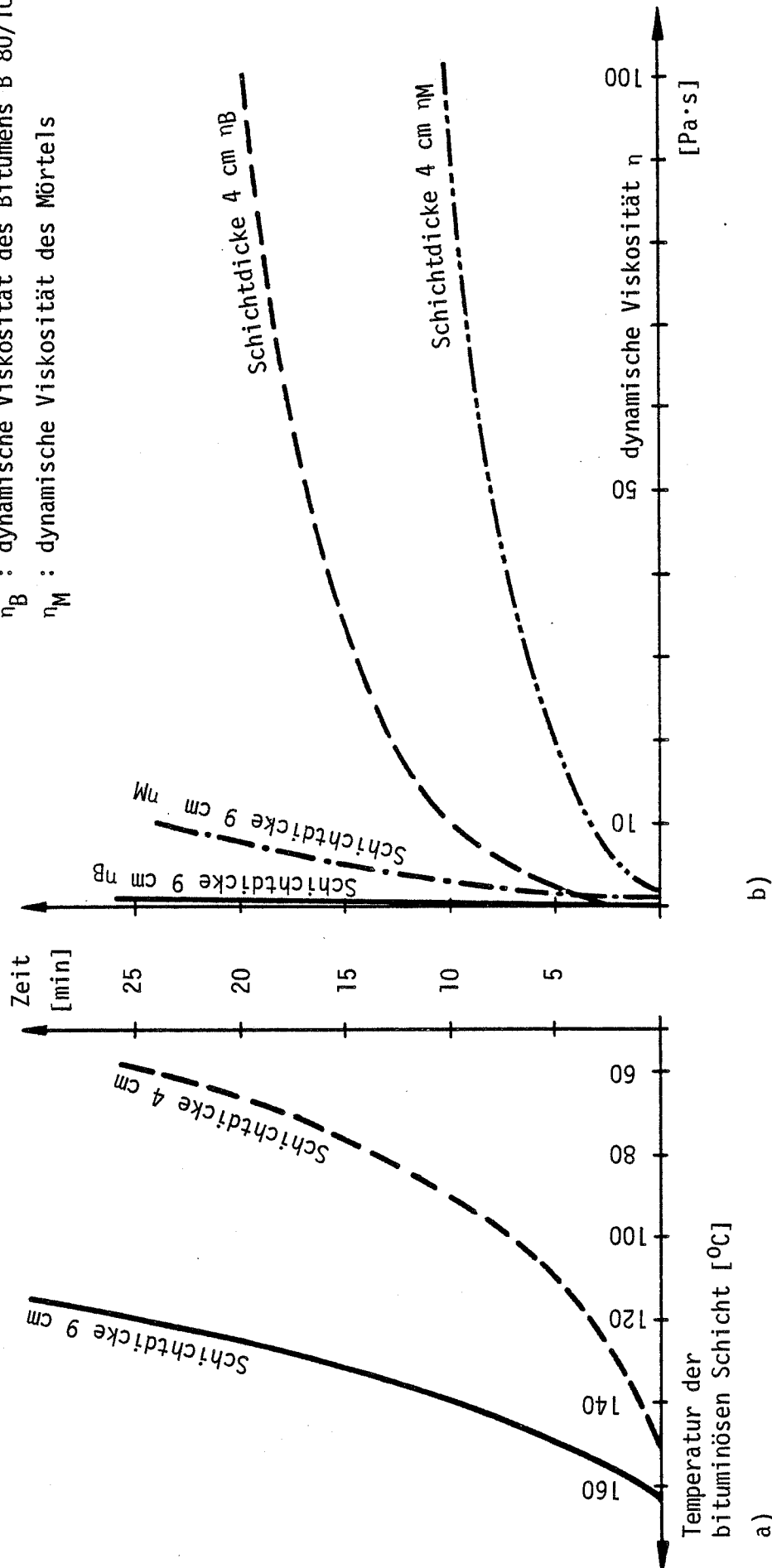


Abbildung 6: a) Temperaturverlauf in der bituminösen Schicht in Funktion der Zeit
b) Zunahme der Viskosität in Funktion der Zeit

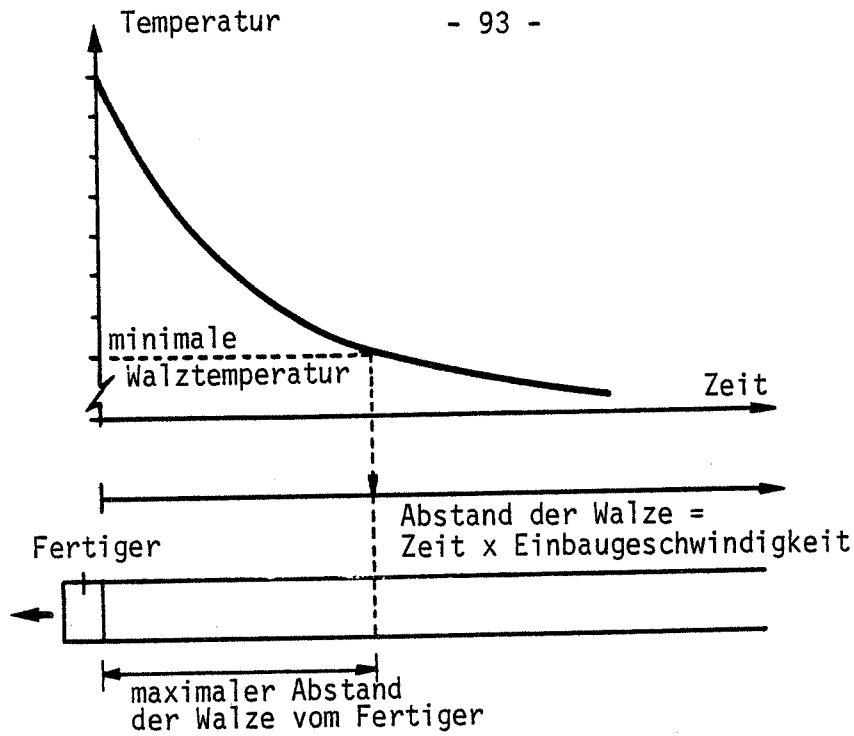


Abbildung 7: Beziehung zwischen dem maximalen Abstand der Walze vom Fertiger und der minimalen Verdichtungstemperatur (aus [1]).

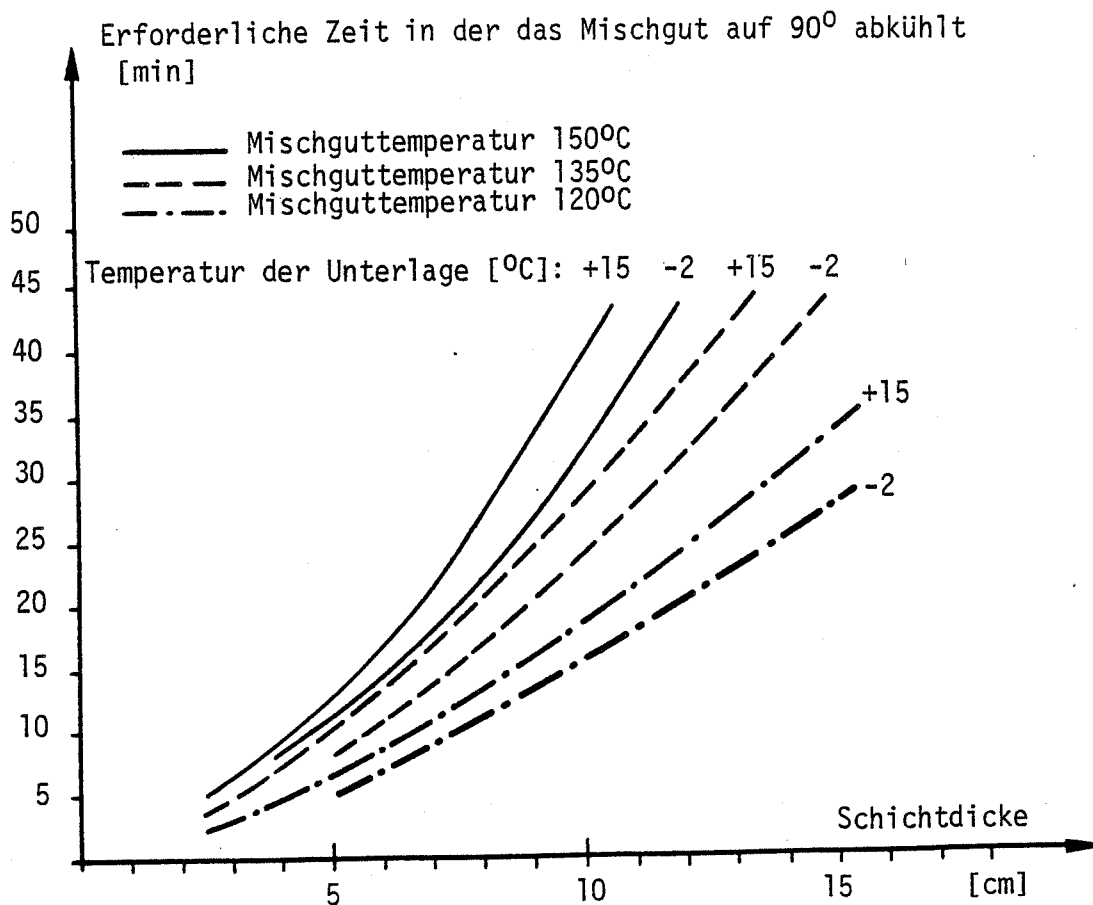


Abbildung 8: Einfluss der Schichtdicke, der Temperatur der Unterlage und der Mischguttemperatur auf die Zeit, die das Mischgut braucht, um auf 90°C abzukühlen (aus [1]).

Da ein gewisser Hohlraumgehalt bei hoher Temperatur und relativ kleiner Verdichtungsenergie oder bei niedriger Temperatur mit entsprechend höherem Verdichtungsaufwand zu erreichen ist, kann von einer Aequivalenz von Verdichtungstemperatur und -energie gesprochen werden. LILJA [6] bestätigt mit seinen Messungen, dass die in [3] für die Marshallverdichtung gefundene Aequivalenz prinzipiell auch für den Fall der Walzverdichtung gültig ist.

VERDICHTUNGSKONTROLLE:

Neben der herkömmlichen Verdichtungskontrolle mittels Tauchwägung an Bohrkernen, werden auch neuere Methoden mit Erfolg eingesetzt. Das bekannteste und verbreitetste Verfahren dürfte die Rohdichte-Messung mittels Isotopengeräten (auch Nukleargeräte genannt) sein. Dabei wird eine γ -Strahlenquelle auf die Unterlage aufgebracht und die Rückstreuung gemessen. Eine Weiterentwicklung dieser Handgeräte ist die kontinuierliche Rohdichtmessung [28][29]. Eine auf ein Messfahrzeug befestigte Strahlenquelle erlaubt die Verdichtung fahrend zu kontrollieren. Bei Vibrationswalzen kann die Reflexion der dem Untergrund aufgezwungenen Vibration als Mass für den momentanen Verdichtungszustand betrachtet werden [30][31]. Bei all diesen modernen Verfahren gilt jedoch das 10. Gebot aus ARQUIE's 10 Gebote der Verdichtung [11] ganz besonders: "Le compactage, contrôleras et du contrôle, te méfieras" (Kontrolliere die Verdichtung und misstraue der Kontrolle).

EMPFEHLUNG FÜR DIE DURCHFÜHRUNG VON EINAXIALEN STATISCHEN KRIECHVERSUCHEN AN ASPHALTPRÜFKÖRPERN

1. BEGRIFFE, ZWECK:

Beim Kriechversuch werden zylindrische oder prismatische Asphaltprüfkörper in axialer Richtung mit einer konstanten Kraft belastet und die zeitliche Verformung in Belastungsrichtung gemessen. Der Versuch kann zur Bestimmung der Kriechdehnung ϵ , der Steifigkeit S_{mix} sowie der reversiblen und irreversiblen Anteile an der Gesamtdehnung verwendet werden. Unter Kriechdehnung ϵ wird das Verhältnis der Gesamtverformung Δh zur ursprünglichen Höhe des Prüfkörpers h zu jedem Zeitpunkt während des Versuches verstanden. Der Versuch kann sowohl an im Labor hergestellten Prüfkörpern als auch an Bohrkernen durchgeführt werden.

2. GERAETE:

An die Belastungsgeräte zur Durchführung von Kriechversuchen werden die folgenden Forderungen gestellt:

- Möglichkeit der Vorbelastung zur Fixierung des Nullpunktes
- stossfreies Aufbringen der Belastung auf den Prüfkörper
- die Kraft muss während der Versuchsdauer absolut konstant sein.

3. VERSUCHSBEDINGUNGEN:

3.1. Abmessung der Prüfkörper:

Die Wahl der Abmessungen der Prüfkörper hängt vom Zweck der Messung ab. Möglichst schlanke Prüfkörper (Durchmesser 100 mm, Höhe 120 bis 240 mm) sowie die Messung der Verformung im mittleren Bereich sind dann erforderlich, wenn der Einfluss der lastübertragenden Platten ausgeschlossen werden muss.

Für den einfachen Materialtest werden die folgenden Abmessungen empfohlen: In Formen verdichtete Prüfkörper und Bohrkernsollen die folgenden Abmessungen haben:

Mischungen mit einer maximalen Korngrösse bis 16 mm:

Durchmesser 100 mm oder 4"; Höhe 60 ± 5 mm,

Mischungen mit einer maximalen Korngrösse zwischen 16 und 40 mm:

Durchmesser 150 mm oder 6"; Höhe 100 ± 5 mm.

Um die erforderliche Höhe zu erreichen, ist es erlaubt bis zu drei geschliffene Bohrkernlose übereinander zu legen. Wenn geklebt werden soll, so kann als Klebemittel Gips verwendet werden.

3.2. Temperatur: $40 \pm 1^{\circ}\text{C}$:

Soll das Verformungsverhalten der Prüfkörper in Abhängigkeit der Temperatur studiert werden, so sind Temperaturen gleich oder grösser als 20°C zu bevorzugen.

3.3. Vorbelastung:

- Dauer : maximal 10 Minuten
- Vorlast: kleiner als 2 % der Hauptlast.

3.4. Druckspannung: $0,1 \text{ MN/m}^2 \pm 3 \%$ bei 40°C .

3.5. Versuchsdauer: 1 Stunde Belastung:

Soll der reversible Anteil an der Gesamtverformung bestimmt werden, so muss die Entlastungsdauer gleich der Belastungsdauer sein.

4. VERSUCHSDURCHFUEHRUNG:

Um eine einwandfreie Einleitung der Last in den Asphaltprüfkörpern zu gewährleisten, ist dieser an den beiden Enden zu schleifen, wobei darauf zu achten ist, dass die Schleifflächen genau senkrecht zur Zylinderachse sind. Die Einschnürungskräfte durch die lastübertragenden Platten sind möglichst klein zu halten. Dies kann beispielsweise mit einer dünnen Schicht Silikonfett und reichlich Graphitflocken oder durch eine dünne Schicht Silikonfett zwischen zwei Gummimembranen bewirkt werden. Nachdem

der Prüfkörper auf die gewünschte Temperatur gebracht worden ist, wird zunächst vorbelastet und dann die Belastung rasch und stossfrei aufgebracht. Die Temperierzeit beträgt 30 bis 35 Minuten für einen Prüfkörper mit einem Durchmesser von 100 mm und 50 bis 60 Minuten für einen solchen mit 150 mm Durchmesser. Mittels induktiver Wegaufnehmer oder mechanischer Messuhren wird die Verformung in axialer Richtung gemessen. Nach einer Belastungszeit von 1 Stunde wird entlastet und gegebenenfalls die Rückformung gemessen.

5. DARSTELLUNG DER VERSUCHSERGEBNISSE:

In der Regel wird die Kriechdehnung ϵ als Funktion der Zeit dargestellt (siehe Abbildung 2). Die Funktion $\epsilon(t)$ kann aber auch im doppelt-logarithmischen Massstab mit hinreichender Genauigkeit als Gerade dargestellt werden. Die Gleichung dieser Geraden lautet: $\log \epsilon = \log A + B \cdot \log t$ wobei die Parameter A und B die Lage der Geraden kennzeichnen:

- A ist der Abstand der Geraden von der Abszisse bei $t = 1$ Minute
- B ist ein Mass für die Neigung der Geraden. Ist B relativ klein, so handelt es sich um ein wenig viskoses Verhalten. Ist B relativ gross, so handelt es sich um ein stark viskoses Verhalten.

6. INTERPRETATION:

Aus dem zeitlichen Verlauf der Verformung (siehe Abbildung 1 und 2) können unter anderem die folgenden Materialkennwerte ermittelt werden:

$$\text{Kriechdehnung } \epsilon = \frac{\Delta h}{h} \quad [\%]$$

$$\text{Dehnungsgeschwindigkeit am Ende des Versuches: } \dot{\epsilon}_{1h} = \frac{d\epsilon}{dt}$$

$$\left. \begin{array}{l} \text{reversibler Verformungsanteil : } \epsilon_{\text{rev}} \\ \text{irreversibler Verformungsanteil: } \epsilon_{\text{irr}} \end{array} \right\} = \epsilon_{\text{rev}} + \epsilon_{\text{irr}}$$

$$\text{Steifigkeit } S_{\text{mix}}(T, t) = \frac{\sigma}{\epsilon(T, t)}$$

Die Art der Herstellung des Prüfkörpers (Verdichtungsart, Richtung der Verdichtungskraft bezogen auf die Richtung der Beanspruchung im Kriechversuch) ist für sein Verhalten im Kriechversuch von massgebender Bedeutung und deshalb anzugeben und bei der Interpretation zu berücksichtigen.

PORTIONS OF DEFORMATION

Notation	time dependency	Reversibility
elastic	time independent	reversible
plastic		
viscose	time dependent	irreversible
visco-plastic		
visco-elastic		reversible

A general rheological model for asphalt mixes; Model of Krass completed by a spring and a dashpot in series

PARTS DE DEFORMATION

signi- fication	fonction du temps	réversibilité
élastique	indépendant du temps	réversible
plastique		
visqueux	dépendant du temps	irréversible
visco-plastique		
visco-élastique		réversible

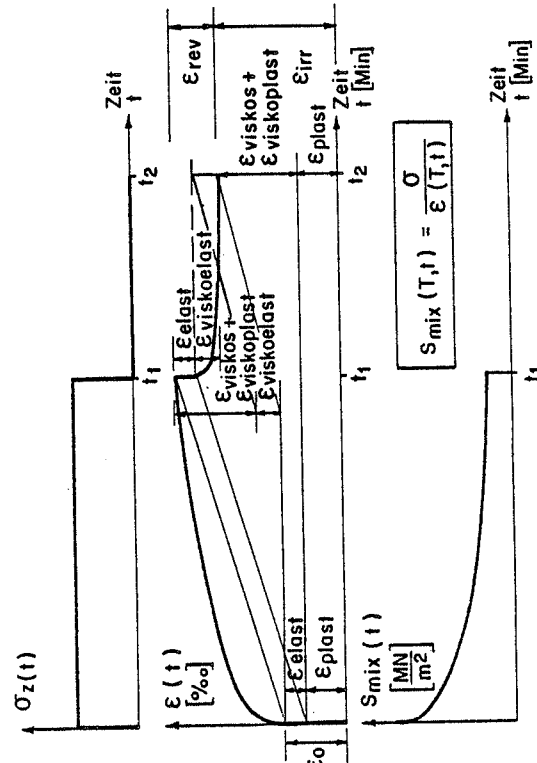
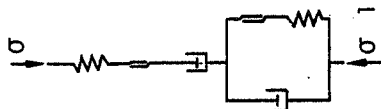
Model rheologique pour des enrobés; Model selon Krass complète par un amortisseur en série

VERFORMUNGSANTEILE

Bezeichnung	Zeit- abhängigkeit	Rever- sibilität
elastisch	von der Zeit unabhängig	reversibel
plastisch		
viskos	von der Zeit abhängig	irreversibel
visko-plastisch		
visko-elastisch		reversibel

1: Allgemeines rheologisches Modell für Asphaltmischungen; Modell nach Krass durch ein in Serie geschaltetes Dämpfungsglied ergänzt

MODELL



2: Qualitativer Verlauf der Kriechdehnung; Begriffsbestimmung der Verformungsanteile entsprechend dem Modell von Abbildung 1

Déformation de fluage en fonction du temps; Définition des parts de déformation correspondant au model de figure 1

The creep strain plotted versus the loading time; Definition of the deformation portions corresponding to the model in figure 1

TYPISIERUNG VON KRIECKKURVEN (aus [34])

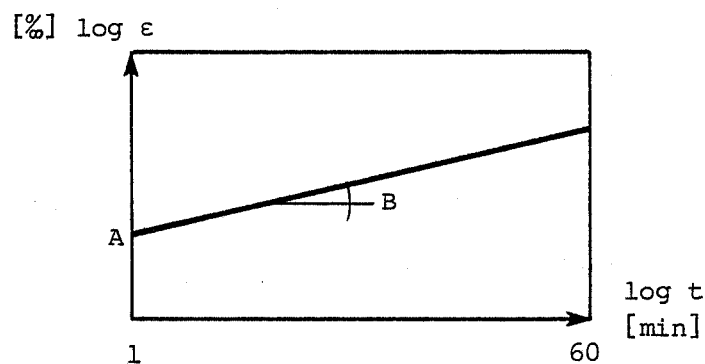
Aus einer grossen Anzahl von Kriechversuchen, die im Labor unter standardisierten Bedingungen durchgeführt wurden, konnte festgestellt werden, dass sich, abgesehen von bestimmten Ausnahmen, alle Kriechkurven im doppelt-logarithmischen Massstab als Gerade mit der Gleichung

$$\log \epsilon = \log A + B \log t$$

darstellen lassen.

A : Kriechdehnung ϵ nach 1 Minute Belastungszeit

B : Mass für die Steigung der Geraden. Je grösser der viskose Verformungscharakter der Prüfkörper ist, desto grösser ist auch B.



Für die praktische Beurteilung von Mischungen aufgrund ihres Verhaltens im Kriechtest sind die Parameter A und B von zweitrangiger Bedeutung. Das wichtigste Kriterium ist die Verformung am Ende des Versuches $\epsilon_{60'}$.

VERDICHTUNGSKONTROLLE

TA 16

VERSUCHSFELD Nr.	1.1	1.2	1.3	1.4	2.1	2.2	2.3	2.4	3.1	3.2	3.3
Rohdichte [g/cm³]											
BK Ø 10 geschliffen	2.391	2.370	2.387	2.390	2.371	2.359	2.405	2.414	2.402	2.388	2.326
BK Ø 15 geschliffen	2.375	2.369	2.390	2.393	2.374	2.357	2.402	2.415	2.407	2.293	2.336
BK Ø 10 ungeschliffen	2.366	2.359	2.367	2.397	2.343	2.350	2.398	2.419	2.404	2.403	2.331
MK	2.365	2.365	2.365	2.365	2.365	2.365	2.365	2.365	2.365	2.365	2.365
Dichte	2.478				2.485				2.478		
Mischgut [g/cm³]											
Hohlraumgehalt [%]											
der bit. Schicht	4.5	4.8	4.5	3.3	5.7	5.4	3.5	2.7	3.0	3.0	5.9
1) der Prüfkörper	4.2	4.4	3.6	3.4	4.5	5.2	3.3	2.8	2.9	3.4	5.7
1) Hohlraumfüllungsgrad mit Mörtel der Prüfkörper [%]	81.4	80.5	83.8	84.3	81.6	79.3	85.7	87.7	86.6	84.3	75.8
Verdichtungsgrad [%]											
der bit. Schicht	100.0	99.7	100.1	101.4	99.1	99.4	101.4	102.3	101.6	101.6	98.6
1) der Prüfkörper	100.4	100.2	101.1	101.2	100.2	99.5	101.4	101.9	101.8	101.2	98.8

1) Rohdichte der BK Ø15 geschliffen als massgebend betrachtet BK: Bohrkern / MK: Marshallkörper.

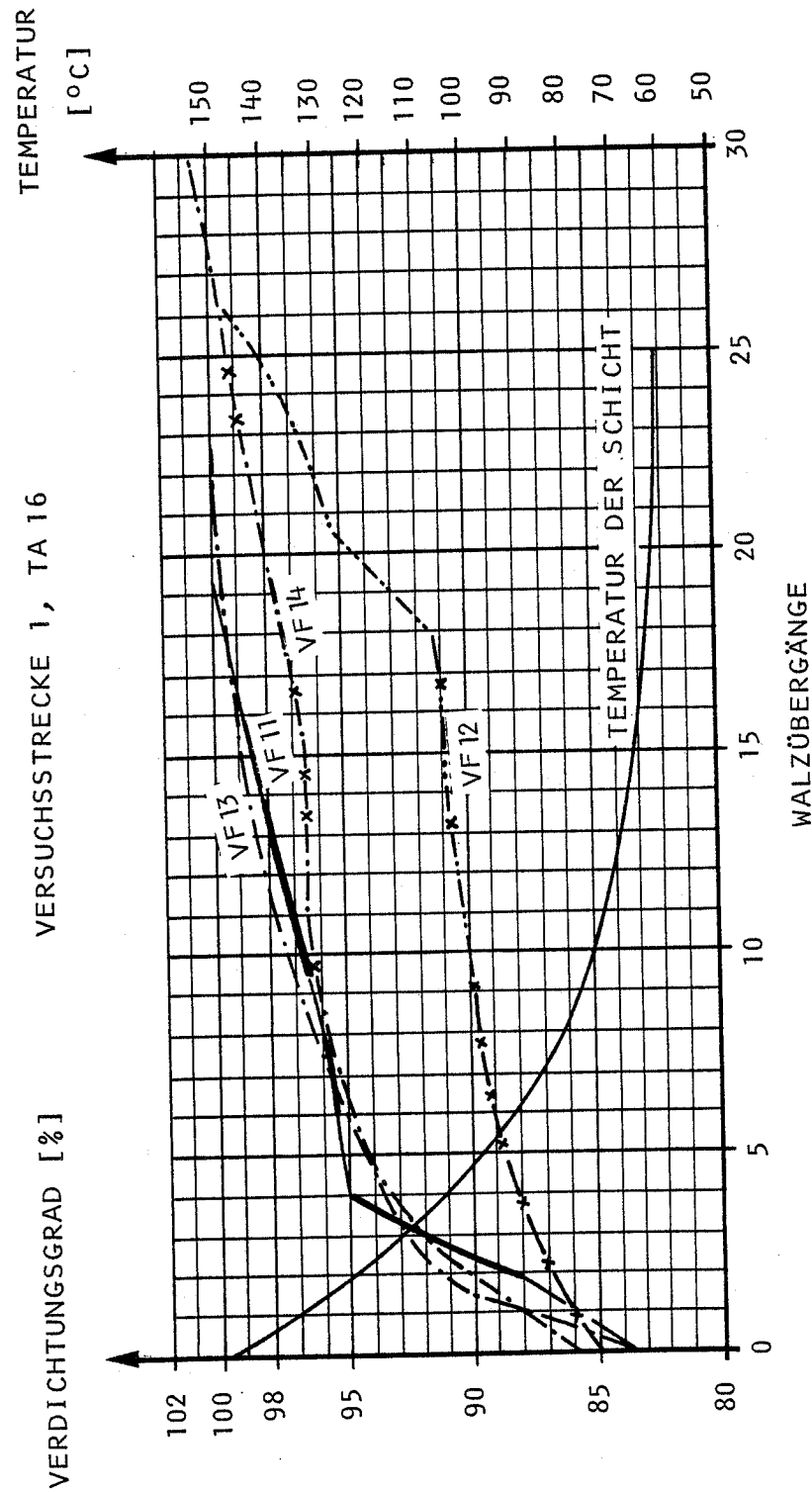
VERDICHTUNGSKONTROLLE

TA 32

VERSUCHSFELD Nr.	1.1	1.2	1.3	1.4	2.1	2.2	2.3	2.4	3.1	3.2	3.3
Rohdichte [g/cm ³]											
BK Ø 10 geschliffen	2.459	2.433	2.453	2.455	2.416	2.406	2.408	2.427	2.414	2.392	2.425
BK Ø 15 geschliffen	2.460	2.435	2.457	2.460	2.431	2.420	2.412	2.426	2.426	2.392	2.438
BK Ø 10 ungeschliffen	2.450	2.429	2.454	2.463	2.402	2.396	2.409	2.404	2.427	2.403	2.422
MK	2.390	2.390	2.390	2.390	2.370	2.370	2.370	2.370	2.390	2.390	2.390
Dichte											
Mischgut [g/cm ³]											
Hohlraumgehalt [%]											
der bit. Schicht											
1) der Prüfkörper	3.2	4.0	3.0	2.6	5.4	5.6	5.1	5.3	4.1	5.0	4.3
	2.8	3.8	2.9	2.8	4.2	4.6	5.0	4.4	4.1	5.5	3.6
1) Hohlraumfüllungsgrad mit Mörtel	84.0	79.3	83.4	84.0	77.9	76.1	74.8	77.1	77.7	72.2	79.9
der Prüfkörper [%]											
Verdichtungsgrad [%]											
der bit. Schicht											
1) der Prüfkörper	102.5	101.6	102.7	103.1	101.4	101.1	101.6	101.4	101.5	100.5	101.3
	102.9	101.9	102.8	102.9	102.6	102.1	101.7	102.3	101.5	100.1	102.0

1) Rohdichte der BK Ø 15 geschliffen als massgebend betrachtet BK: Bohrkern / MK: Marshallkörper

ZUNAHME DES VERDICHTUNGSGRADES IN ABHÄNGIGKEIT DER ANZAHL WALZÜBERGÄNGE



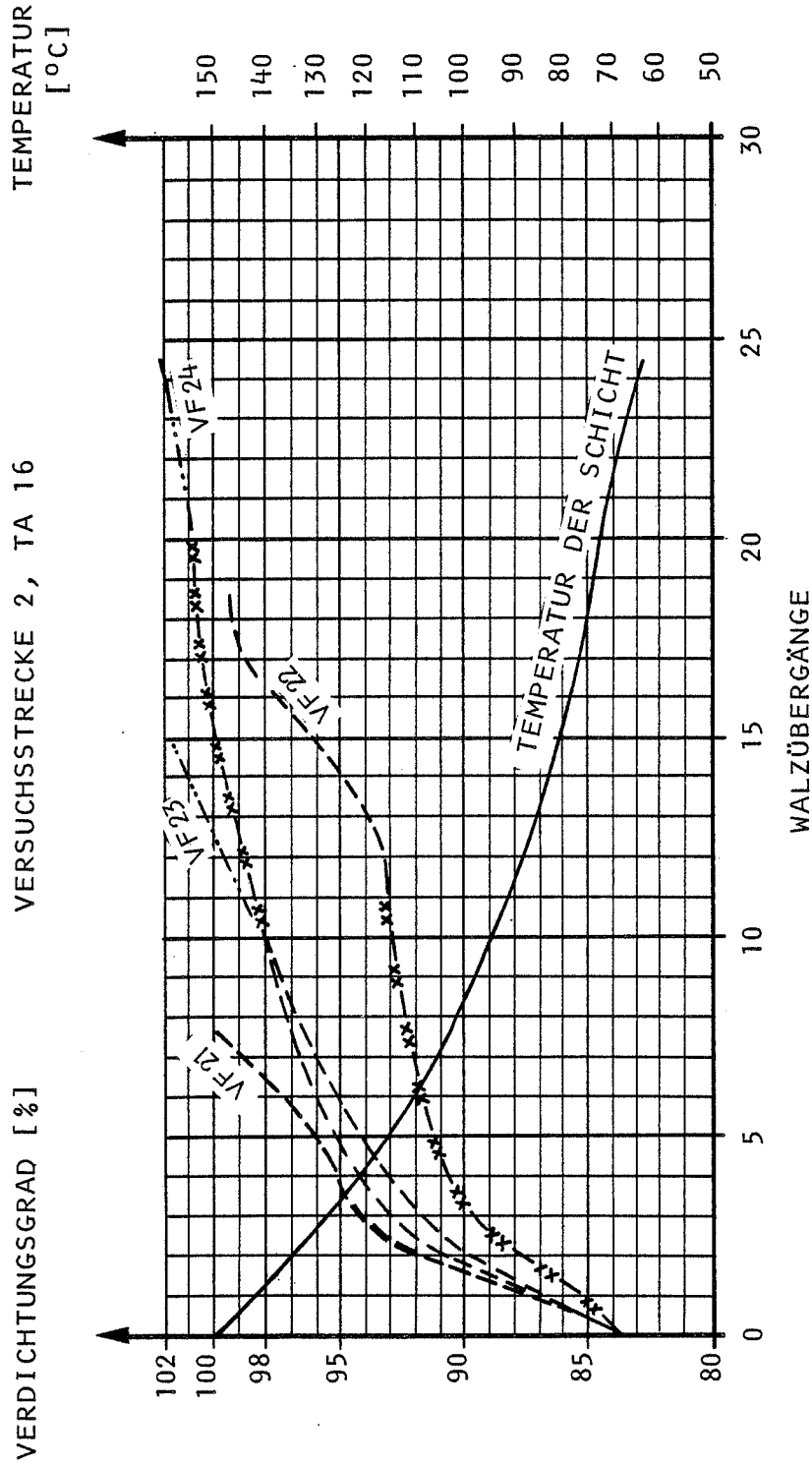
VF : VERSUCHSFELD

VF11 : — VIBRATIONSWALZE V1 STATISCH
 — VIBRATIONSWALZE V1 VIBRIEREND

VF12 : —x— PNEUWALZE P1
 — GLATTMANTELWALZE G2

VF13 : - - - - - GLATTMANTELWALZE G1
 VF14 : —x— GLATTMANTELWALZE G1
 —x— PNEUWALZE P1

ZUNAHME DES VERDICHTUNGSRADES IN ABHÄNGIGKEIT DER ANZAHL WALZÜBERGÄNGE



VF : VERSUCHSFELD

VF21 : --- VIBRATIONSWALZE V2 STATISCH

VF22 : --- VIBRATIONSWALZE V2 VIBRIEREND

VF23 : --- VIBRATIONSWALZE V2 STATISCH

VF24 : --- GLATTMANTELWALZE G2

VF22 : ---xx--- PNEUWALZE P2

VF22 : --- VIBRATIONSWALZE V2 STATISCH

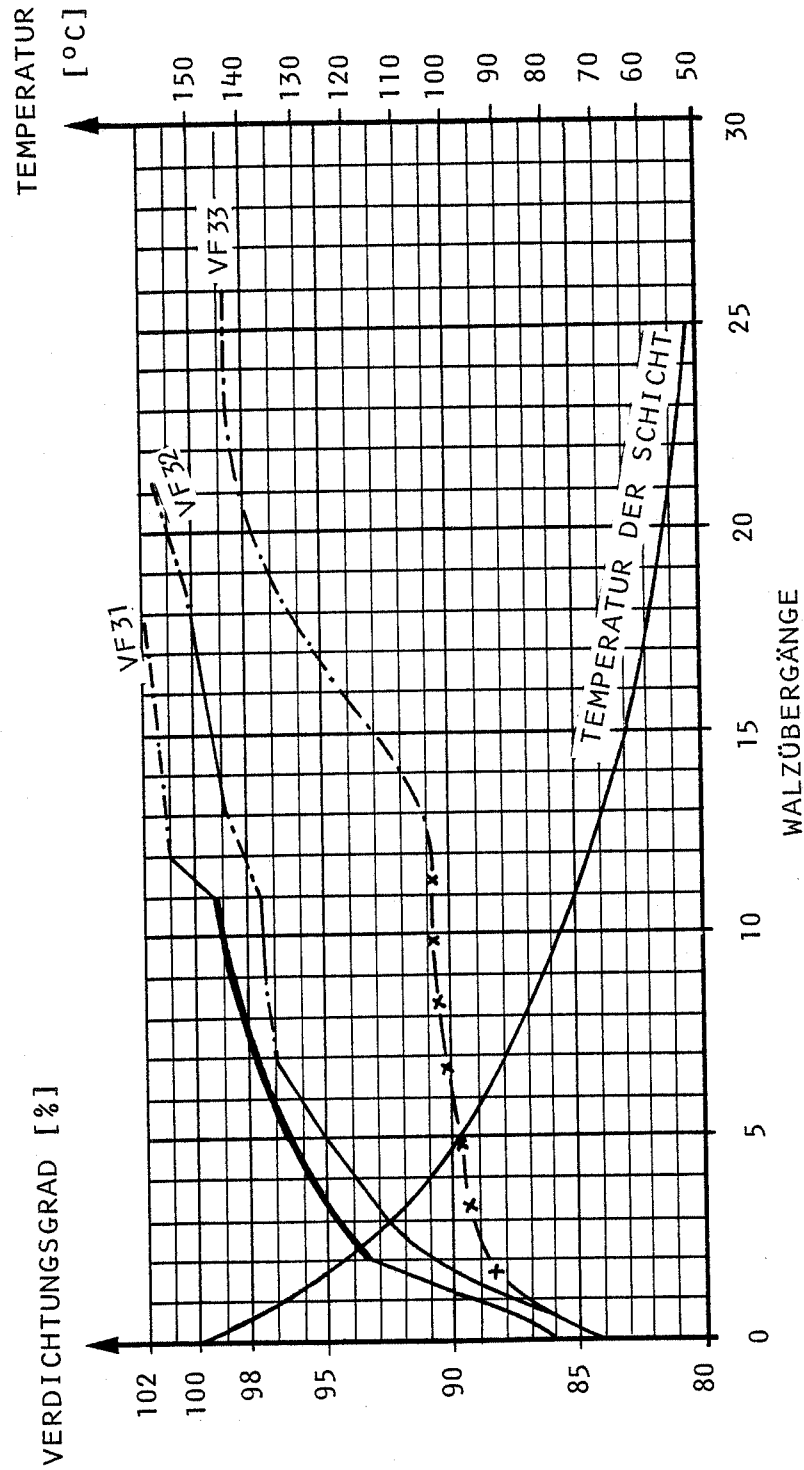
VF24 : --- VIBRATIONSWALZE V2 STATISCH

VF24 : ---xx--- PNEUWALZE P2

VF24 : --- GLATTMANTELWALZE G2

ZUNAHME DES VERDICHTUNGSRADES IN ABHÄNGIGKEIT DER ANZAHL WALZÜBERGÄNGE

VERSUCHSSTRECKE 3, TA 16



VF : VERSUCHSFELD

VF31 : VIBRATIONSWALZE V1 STATISCH

VF32 : VIBRATIONSWALZE V1 VIBRIEREND

VF33 : VIBRATIONSWALZE V1 STATISCH

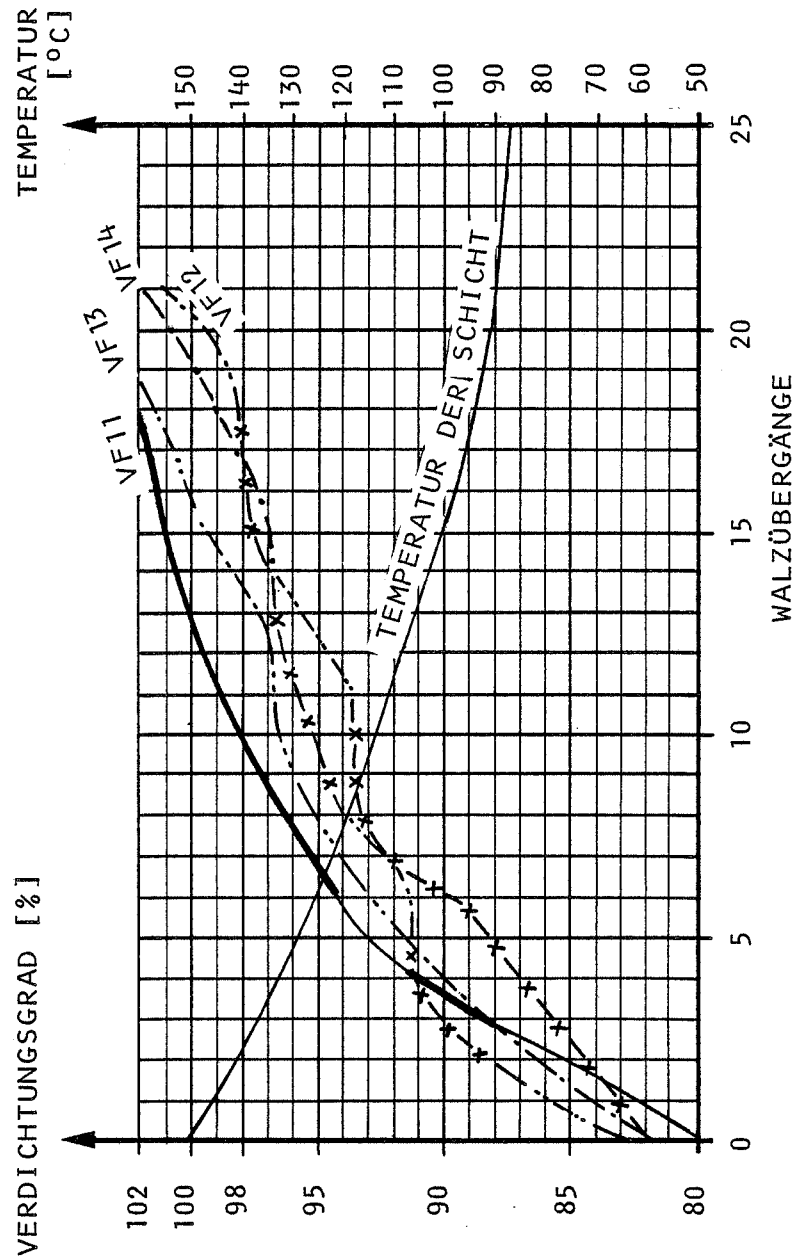
Glattmantelwalze G1

Pneumatische P1

Glattmantelwalze G1

ZUNAHME DES VERDICHTUNGSGRADES IN ABHÄNGIGKEIT DER ANZAHL WALZÜBERGÄNGE

VERSUCHSSTRECKE 1, HMT 32s



VF : VERSUCHSFELD

VF11 : — VIBRATIONSWALZE V1 STATISCH
VF12 : — VIBRATIONSWALZE V1 VIBRIEREND

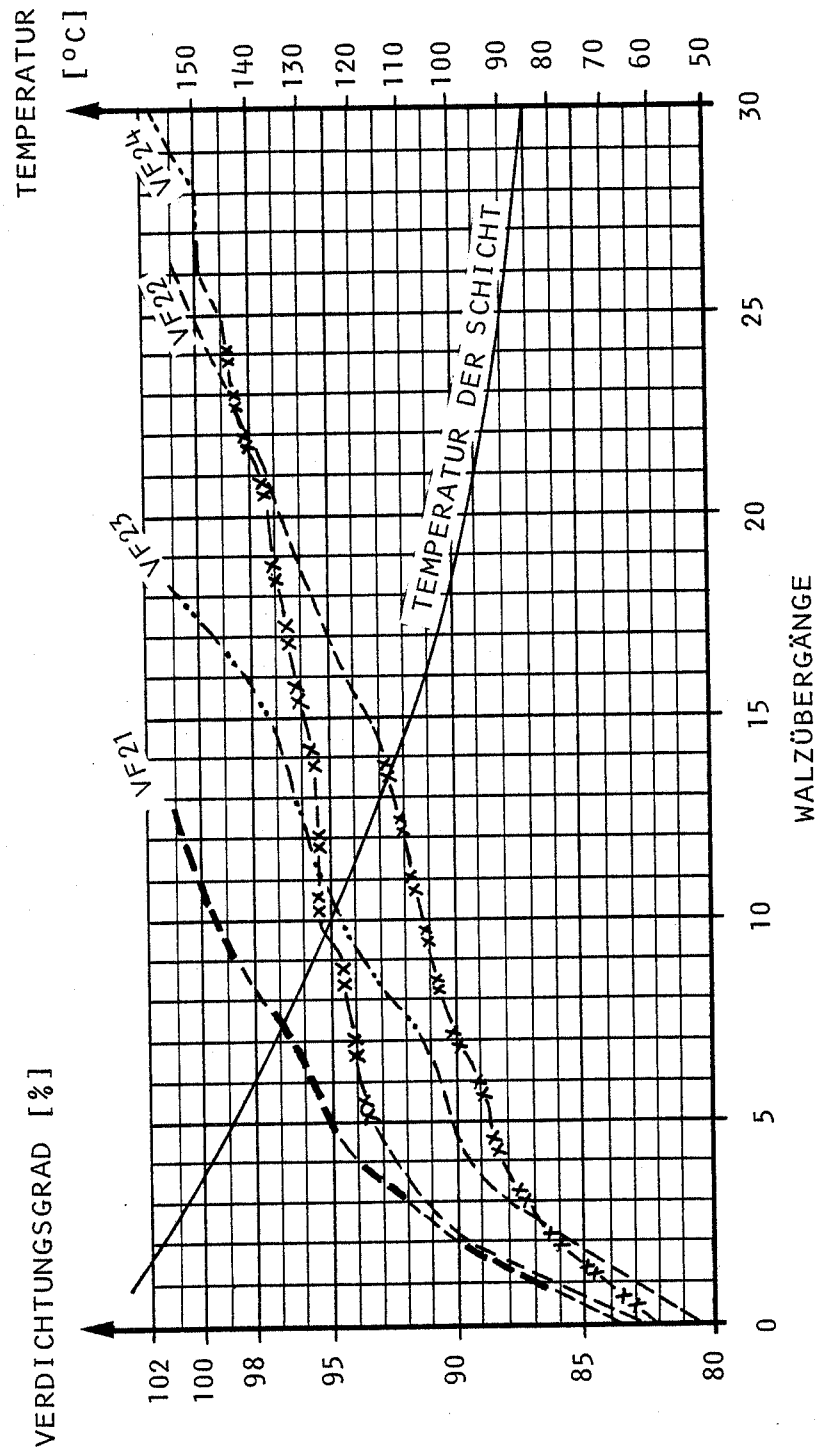
VF13 : — x — PNEUWALZE P1
VF14 : — + — GLATTMANTELWALZE G2

VF15 : — — GLATTMANTELWALZE G1
VF16 : — — GLATTMANTELWALZE G2

VF17 : — x — PNEUWALZE P1
VF18 : — + — GLATTMANTELWALZE G1

ZUNAHME DES VERDICHTUNGSGRADES IN ABHÄNGIGKEIT DER ANZAHL WALZÜBERGÄNGE

VERSUCHSSTRECKE 2, HMT/B 32



VF : VERSUCHSFELD

VF21 : --- VIBRATIONSWALZE V2 STATISCH

VF22 : --- VIBRATIONSWALZE V2 VIBRIEREND

VF23 : --- PNEUWALZE V2

VF24 : --- VIBRATIONSWALZE V2 STATISCH

VF23 : --- VIBRATIONSWALZE V2 STATISCH

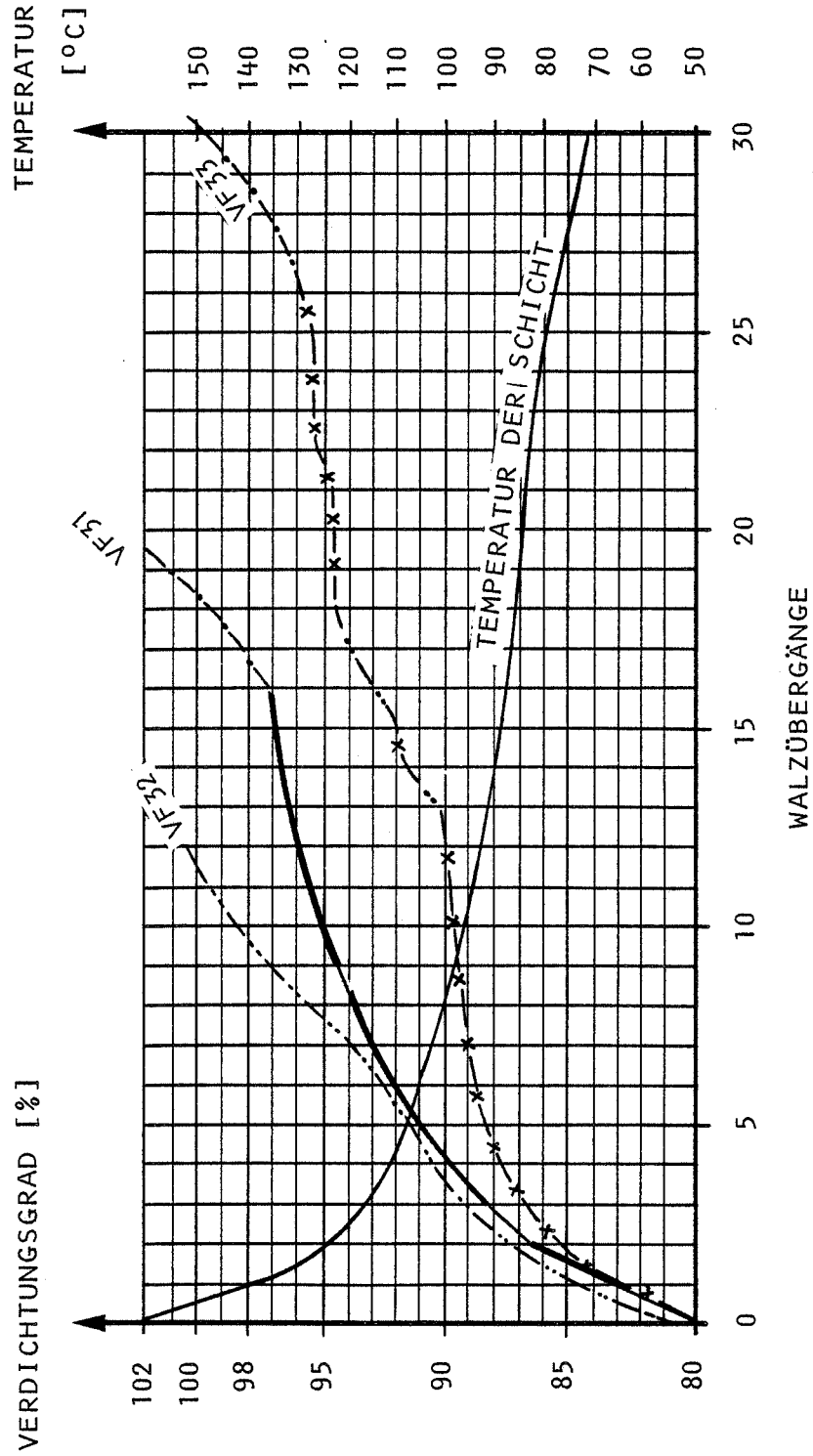
--- GLATTMANTELWALZE G2

VF24 : --- VIBRATIONSWALZE V2 STATISCH

--- PNEUWALZE P2

ZUNAHME DES VERDICHTUNGSRADES IN ABHÄNGIGKEIT DER ANZAHL WALZÜBERGÄNGE

VERSUCHSSTRECKE 3, HMT 32s



VF : VERSUCHSFELD

VF31 : — VIBRATIONSWALZE V1 STATISCH

VF32 : — VIBRATIONSWALZE V2 VIBRIEREND

VF33 : — GLATTMANTELWALZE G1

VF33 : — x — PNEUWALZE P1

VF33 : — GLATTMANTELWALZE G2

VF33 : — GLATTMANTELWALZE G2

DICHTE, ROHDICHTE UND HOHLRAUMGEHALT DER ZUR
BESTIMMUNG DER TIEFENWIRKUNG DER EINZELNEN
WALZENTYPEN IN SCHEIBEN ZERLEGTE BOHRKERNE (BK)

ANHANG E

Feld	Walze	BK-Scheibe	mittlere Höhe der Scheibe [mm]	Rohdichte [g/cm ³]	Dichte [g/cm ³]	Hohlraumgehalt [%]
1.1	Vibrations- walze	TA 16/1 /2 HMT 32s /1 /2 /3	20.3 16.5 24.0 24.5 26.1	2.354 2.375 2.448 2.441 2.432	2.478 2.530	5.0 4.2 3.2 3.5 3.9
1.2	Pneuwalze (P)	TA 16/1 /2 HMT 32s /1 /2 /3	18.2 16.2 25.4 25.3 24.1	2.357 2.358 2.439 2.430 2.400	2.478 2.530	4.9 4.8 3.6 4.0 5.1
1.3	Glattmantel- walze (G)	TA 16 /1 /2 HMT 32s /1 /2 /3	18.8 17.5 23.8 23.8 25.9	2.363 2.397 2.454 2.453 2.433	2.478 2.530	4.6 3.3 3.0 3.0 3.8
1.4	Kombination (G-P-G)	TA 16 /1 /2 HMT 32s /1 /2 /3	18.1 16.3 23.9 24.6 24.6	2.383 2.397 2.469 2.463 2.435	2.478 2.530	3.8 3.3 2.4 2.6 3.8
3.1	Vibrations- walze *	TA 16 /1 /2 HMT 32s /1 /2 /3	18.6 16.3 23.0 24.4 27.7	2.378 2.395 2.432 2.431 2.400	2.478 2.530	4.0 3.3 3.9 3.9 5.1

* Das Feld 3.1 wurde bei einer niedrigeren Temperatur verdichtet

KORREKTUR DER KRIECHDEHNUNGEN IN ABHAENGIG-
KEIT DES VERDICHUNGSGRADES

ANHANG F

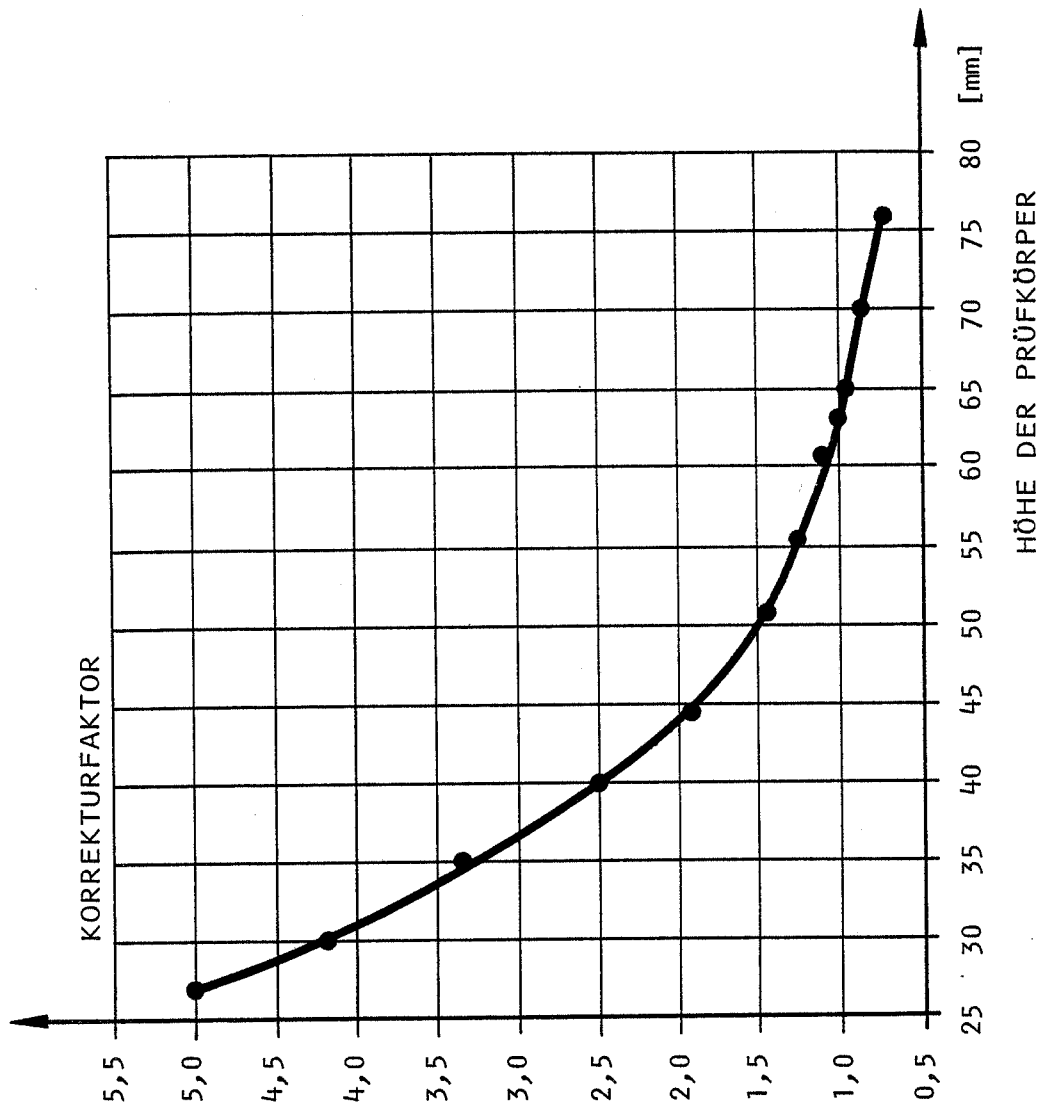
Feld	Walzentyp	TA 16		HMT 32s / HMT/B 32	
		$\epsilon_{60'}$ [%]	$\epsilon_{60' \text{ korr}}$ [%]	$\epsilon_{60'}$ [%]	$\epsilon_{60' \text{ korr}}$ [%]
1.1	Vibrationswalze	14.5	-*	16.7	12.0
1.2	Pneuwalze (P)	12.6	-	10.0	-
1.3	Glattmantelwalze (G)	15.3	-	13.1	11.0
1.4	Kombination (G-P-G)	16.8	-	14.2	10.5
2.1	Vibrationswalze	9.8	-	8.8	-
2.2	Pneuwalze (P)	12.9	-	9.5	-
2.3	Glattmantelwalze (G)	19.9	18.5	6.2	-
2.4	Kombination (G-P-G)	21.2	17.0	7.0	-
3.1	Pneuwalze	16.8	14.0	9.8	-
3.2	Glattmantelwalze (G)	15.2	-	7.6	-
3.3	Pneuwalze (P)	10.4	-	11.1	-

$\epsilon_{60'}$: Kriechdehnung nach 60 Minuten Belastungszeit

$\epsilon_{60' \text{ korr}}$: Korrigierte Kriechdehnung nach 60 Minuten Belastungszeit

* : keine Korrektur erforderlich

KORREKTURFAKTOR FÜR MARSHALLSTABILITÄT
IN ABHÄNGIGKEIT DER PRÜFKÖRPERHÖHE



AUS [37]

ZUSAMMENSTELLUNG DER ERGEBNISSE AUS DEM MARSHALLVERSUCH

		TA 16			HMT 32s / HMT/B 32		
Feld	Walzentyp	SM [kN]	FM [mm]	SM/FM [kN/mm]	SM [kN]	FM [mm]	SM/FM [kN/mm]
1.1	Vibrationswalze	7.2	3.3	2.2	9.8	4.2	2.4
1.2	Pneuwalze (P)	7.1	3.0	2.4	12.1	5.7	2.2
1.3	Glattnantelwalze (G)	7.8	3.2	2.5	12.9	5.3	2.4
1.4	Kombination (G-P-G)	8.3	3.2	2.6	13.9	5.2	2.7
2.1	Vibrationswalze	7.6	4.2	1.8	12.6	5.6	2.3
2.2	Pneuwalze	6.9	4.0	1.7	11.7	4.2	2.8
2.3	Glattnantelwalze	8.3	4.7	1.8	12.1	5.5	2.2
2.4.	Kombination	8.4	4.2	2.0	12.8	5.5	2.3
3.1	Vibrationswalze	8.4	3.3	2.5	10.0	4.5	2.2
3.2	Glattnantelwalze	7.7	3.2	2.5	10.7	5.5	2.0
3.3	Pneuwalze	5.6	2.8	2.0	11.7	5.1	2.3

ZUSAMMENSTELLUNG DER ERGEBNISSE AUS DEM EIN-
AXIALEN, STATISCHEN KRIECHVERSUCH AM TA 16

(Mittelwert aus 6 Einzelversuchen)

ANHANG I
Blatt 1

Feld	Walzentyp	$\epsilon_{60'}$ [%]	ϵ_{rev} [%]	ϵ_{irr} [%]	ϵ_{rev} [%]	$A=\epsilon_1'$ [%]	B	S_{mix} [MN/m ²]
1.1	Vibrationswalze	14.5	2.8	11.7	0.19	11.4	0.057	6.9
1.2	Pneuwalze (P)	12.6	2.5	10.1	0.20	10.2	0.051	8.0
1.3	Glattnantelwalze (G)	15.3	2.8	12.5	0.18	12.1	0.056	6.6
1.4	Kombination (G-P-G)	16.8	2.8	14.0	0.17	13.5	0.054	5.9
2.1	Vibrationswalze	9.8	1.8	8.0	0.18	8.1	0.046	10.2
2.2	Pneuwalze	12.9	2.1	10.8	0.16	10.5	0.051	7.8
2.3	Glattnantelwalze	18.5 (19.9)	2.9	(17.0)	(0.15)	(16.3)	0.049	5.4 (5.0)
2.4	Kombination	17.0 (21.2)	2.8	(18.4)	(0.13)	(17.1)	0.051	5.9 (4.7)
3.1	Vibrationswalze	14.0 (16.8)	2.8	(14.0)	(0.17)	(13.7)	0.049	7.1 (6.0)
3.2	Glattnantelwalze	15.2	2.6	12.6	0.17	12.1	0.057	6.6
3.3	Pneuwalze	10.4	2.2	8.2	0.21	8.5	0.049	9.6

In Klammern die unkorrigierten Werte (siehe Anhang E)

$\epsilon_{60'}$: Kriechdehnung nach 60 Minuten Belastungszeit

ϵ_1' : Kriechdehnung nach 1 Minute Belastungszeit

ϵ_{rev} : reversibler Verformungsanteil bei Entlastung nach einstündiger Belastung

ϵ_{irr} : irreversibler Verformungsanteil bei Entlastung nach einstündiger Belastung

B : Steigung der Geraden in der doppeltlogarithmischen Darstellung $\log \epsilon = \log A + B \cdot \log t$

S_{mix} : Steifigkeit

ZUSAMMENSTELLUNG DER ERGEBNISSE AUS DEM
EINAXIALEN, STATISCHEN KRIECHVERSUCH
AN DER HMT 32s (bzw. HMT/B 32)

ANHANG I
Blatt 2

(Mittelwert aus 12 Einzelversuche)

Feld	Walzentyp	$\epsilon_{60'}$ [%]	ϵ_{rev} [%]	ϵ_{irr} [%]	ϵ_{rev} [%]	$A = \epsilon_1'$ [%]	B	S_{mix} [MN/m ²]
1.1	Vibrationswalze	12.0 (16.7)	2.6	(14.1)	(0.16)	12.3	0.072	8.3 (6.0)
1.2	Pneuwalze (P)	10.0	2.2	7.8	0.22	8.2	0.053	10.0
1.3	Glattmantelwalze (G)	11.0 (13.1)	2.3	(10.8)	(0.18)	10.0	0.066	9.1 (7.6)
1.4	Kombination (G-P-G)	10.5 (14.2)	2.5	(11.7)	(0.18)	11.6	0.050	9.5 (7.1)
2.1	Vibrationswalze	8.8	1.7	7.1	0.19	6.8	0.064	11.4
2.2	Pneuwalze	9.5	1.7	7.4	0.18	6.7	0.076	10.5
2.3	Glattmantelwalze	6.2	1.4	4.8	0.23	4.8	0.060	16.1
2.4	Kombination	7.0	1.4	5.6	0.20	5.6	0.055	14.4
3.1	Vibrationswalze	9.8	1.9	7.9	0.19	7.8	0.056	10.2
3.2	Pneuwalze	7.6	1.7	5.9	0.22	6.1	0.057	13.1
3.3	Gummiradwalze	11.1	1.9	9.2	0.17	9.1	0.049	9.0

In Klammern die unkorrigierten Werte (siehe Anhang E)

$\epsilon_{60'}$: Kriechdehnung nach 60 Minuten Belastungszeit

ϵ_1' : Kriechdehnung nach 1 Minute Belastungszeit

ϵ_{rev} : reversibler Verformungsanteil bei Entlastung nach einstündiger Belastung

ϵ_{irr} : irreversibler Verformungsanteil bei Entlastung nach einstündiger Belastung

B : Steigung der Geraden in der doppeltlogarithmischen Darstellung $\log \epsilon = \log A + B \cdot \log t$

S_{mix} : Steifigkeit

ZUSAMMENSTELLUNG DER ERGEBNISSE AUS DEM TRIAXIALEN BRUCHVERSUCH

Feld	Walzentyp	TA 16						HMT 32s / HMT/B 32					
		ϕ' [°]	c' [MN/m ²]	S_{Bmix} (Seiten- druck 0 bar) [MN/m ²]	S_{Bmix} (Seiten- druck 8 bar) [MN/m ²]	ϵ_B (Seiten- druck 0 bar) [%]	ϵ_B (Seiten- druck 8 bar) [%]	ϕ' [°]	c' [MN/m ²]	S_{Bmix} (Seiten- druck 0 bar) [MN/m ²]	S_{Bmix} (Seiten- druck 8 bar) [MN/m ²]	ϵ_B (Seiten- druck 0 bar) [%]	ϵ_B (Seiten- druck 8 bar) [%]
1.1	Vibrationswalze	9.2	0.24	22.5	31.1	26.7	26.2	17.5	0.17	16.3	33.1	31.3	35.0
1.2	Pneuwalze (P)	6.7	0.29	25.1	34.5	26.4	24.1	15.5	0.20	24.4	43.6	22.5	25.1
1.3	Glattemantelwalze (G)	9.3	0.25	21.9	32.9	27.2	27.1	14.2	0.19	22.2	32.1	24.6	29.9
1.4	Kombination (G-P-G)	11.3	0.24	21.9	36.8	26.9	26.1	17.1	0.18	24.1	41.7	23.3	26.4
2.1	Vibrationswalze	6.2	0.31	27.4	33.8	25.7	26.2	18.4	0.24	33.8	43.4	20.5	31.7
2.2	Pneuwalze	6.8	0.28	24.3	31.0	25.9	27.1	18.8	0.23	34.6	52.0	19.3	27.2
2.3	Glattemantelwalze	16.8	0.26	20.3	36.4	35.2	37.0	10.1	0.27	33.6	41.2	20.2	23-9
2.4	Kombination	22.3	0.25	21.6	42.7	34.7	40.4	18.0	0.24	32.9	45.9	21.2	30.0
3.1	Vibrationswalze	12.9	0.21	18.8	30.4	28.7	31.8	7.7	0.20	23.4	34.5	20.7	20.9
3.2	Glattemantelwalze	10.8	0.23	24.0	37.0	24.3	24.4	5.2	0.18	24.9	30.7	17.9	17.6
3.3	Pneuwalze	3.9	0.20	19.5	22.5	23.1	23.4	7.9	0.20	24.3	35.6	20.3	19.5

ANHANG K

LEGENDE: ϕ' : Winkel der inneren Reibung
 c' : Kohäsion
 S_{Bmix} : Steifigkeit beim Bruch
 ϵ_B : Bruchdehnung

BEURTEILUNG DER MECHANISCHEN EIGENSCHAFTEN
DURCH DIE DREI DURCHGEFUEHRTEN VERSUCHE

		TA 16			
Walzentyp	Beurteilungs- kriterium	Versuchsstrecken			Summe der drei Versuchsstrecken
		1	2	3	
Vibrationswalze	FM [mm]	0.91	0.95	0.85	2.71
Pneuwalze (P)		1	1	1	3.00
Glattmantelwalze (G)		0.94	0.85	0.87	2.66
Kombination (G-P-G)		0.94	0.95	-	*2.84
Vibrationswalze	S_{mix} [MN/m ²]	0.86	1	0.74	2.60
Pneuwalze		1	0.76	1	2.76
Glattmantelwalze		0.83	0.53	0.69	2.05
Kombination		0.74	0.58	-	*1.98
Vibrationswalze	S_{Bmix} ($\sigma_3=8$ bar) [MN/m ²]	0.85	0.79	0.85	2.49
Pneuwalze		0.94	0.73	0.61	2.28
Glattmantelwalze		0.89	0.85	1	2.74
Kombination		1	1	-	*3.00
Vibrationswalze	Summe der drei Bewertungen				7.80
Pneuwalze					8.04
Glattmantelwalze					7.45
Kombination					7.82

* Da die Kombination G-P-G nur auf zwei Versuchsstrecken eingesetzt wurde, muss das Punktetotal auf 3 Versuchsstrecken umgerechnet werden, um die Kombination mit den anderen Walzentypen vergleichen zu können. Daher wurde jeweils der Mittelwert der beiden Noten mit dem Faktor 3 multipliziert.

BEURTEILUNG DER MECHANISCHEN EIGENSCHAFTEN
DURCH DIE DREI DURCHGEFUEHRTEN VERSUCHE

		HMT 32s / HMT/B 32			
Walzentyp	Beurteilungs- kriterium	Versuchsstrecken			Summe der drei Versuchsstrecken
		1	2	3	
Vibrationswalze	FM [mm]	1	0.75	1	2.75
Pneuwalze (P)		0.74	1	0.82	2.56
Glattmantelwalze (G)		0.79	0.76	0.88	2.43
Kombination (G-P-G)		0.81	0.76	-	*2.36
Vibrationswalze	S_{mix} [MN/m ²]	0.83	0.71	0.78	2.32
Pneuwalze		1	0.65	0.69	2.34
Glattmantelwalze		0.91	1	1	2.91
Kombination		0.95	0.89	-	*2.76
Vibrationswalze	Kohäsion c' [MN/m ²]	0.85	0.89	1	2.74
Pneuwalze		1	0.85	0.90	2.75
Glattmantelwalze		0.95	1	1	2.95
Kombination		0.90	0.89	-	*2.69
Vibrationswalze	Winkel der inneren Reibung ϕ' [°]	1	0.98	0.97	2.95
Pneuwalze		0.89	1	1	2.89
Glattmantelwalze		0.81	0.54	0.66	2.01
Kombination		0.98	0.96	-	*2.91
Vibrationswalze	S_{Bmix} ($\sigma_3 = 8$ bar) [MN/m ²]	0.76	0.83	0.97	2.56
Pneuwalze		1	1	1	3.00
Glattmantelwalze		0.74	0.79	0.86	2.39
Kombination		0.96	0.88	-	*2.76
Vibrationswalze	Summe der 5 Bewertungen				13.32
Pneuwalze					13.54
Glattmantelwalze					12.69
Kombination					13.48

VERGLEICH DER WALZ- UND DER
SCHLAGVERDICHUNG NACH MARSHALL

		TA 16			
Verdichtungsart	****	Versuchsstrecke			Summe der drei Versuchsstrecken
		1	2	3	
Marshallverdichtung	FM	1	1	0.97	2.97
Vibrationswalze		0.88	0.69	0.85	2.42
Pneuwalze (P)		0.97	0.73	1	2.70
Glattmantelwalze (G)		0.91	0.62	0.88	2.41
Kombination (G-P-G)		0.91	0.69	-	*2.40
Marshallverdichtung	S _{mix}	1	1	1	3.00
Vibrationswalze		0.33	0.49	0.34	1.16
Pneuwalze		0.38	0.38	0.46	1.22
Glattmantelwalze		0.32	0.26	0.32	0.90
Kombination		0.28	0.28	-	*0.84
		TA 32us/HMT/B 32			
Marshallverdichtung	FM	1	1	1	3.00
Vibrationswalze		0.55	0.43	0.51	1.49
Pneuwalze		0.40	0.57	0.42	1.39
Glattmantelwalze		0.43	0.44	0.45	1.31
Kombination		0.44	0.44	-	*1.31
Marshallverdichtung	S _{mix}	1	1	1	3.00
Vibrationswalze		0.45	0.64	0.55	1.64
Pneuwalze		0.54	0.59	0.49	1.62
Glattmantelwalze		0.49	0.90	0.71	2.10
Kombination		0.51	0.81	-	*1.98
Marshallverdichtung	Summe aller Bewertungen				11.97
Vibrationswalze					6.71
Pneuwalze					6.93
Glattmantelwalze					6.72
Kombination					6.53

**** Beurteilungskriterium

EINFLUSS DER VERDICHTUNGSTEMPERATUR
AUF DIE MECHANISCHEN EIGENSCHAFTEN

ANHANG N

		TA 16			TA 32us		
Walzentyp	Beurtei- lungskri- terium	Verdichtung bei: *		$\frac{h}{n}$	Verdichtung bei: **		$\frac{h}{n}$
		hoher Temp. h	niedr. Temp. n		hoher Temp. h	niedr. Temp. n	
Vibrationswalze	$\frac{1}{F_M}$ [1/mm]	0.24	0.30	0.80	0.24	0.22	1.07
Pneuwalze (P)		0.25	0.34	0.74	0.18	0.20	0.89
Glattmantelwalze (G)		0.21	0.31	0.68	0.19	0.18	1.04
Kombination G-P-G		0.24	0.31	0.77	-	-	-
Vibrationswalze	S_{mix} [MN/m ²]	10.20	7.00	1.45	8.30	10.20	0.81
Pneuwalze		7.80	8.80	0.88	10.00	9.00	1.11
Glattmantelwalze		5.40	6.60	0.82	9.10	13.1	0.69
Kombination		5.90	5.90	1.00	-	-	-
Vibrationswalze	S_{Bmix} (8 bar Seitendruck) [MN/m ²]	33.80	30.70	1.10	33.10	34.50	0.96
Pneuwalze		31.00	28.50	1.09	43.60	35.60	1.22
Glattmantelwalze		36.40	35.00	1.04	32.10	30.70	1.05
Kombination		42.70	36.80	1.16	-	-	-
Mittelwert der Verhältnisse $\frac{h}{n}$				0.96			0.98
Vibrationswalze	Kohäsion c' [MN/m ²]	Da diese beiden Kennwerte beim TA 16 allein vom Ver- dichtungsgrad abhängen, dürfen sie hier nicht be- rücksichtigt werden.			0.17	0.20	0.85
Pneuwalze					0.20	0.20	1.00
Glattmantelwalze					0.19	0.18	1.06
Kombination					-	-	-
Vibrationswalze	Winkel der inneren Reibung ϕ' [°]				17.50	7.70	2.27
Pneuwalze					15.50	7.90	1.96
Glattmantelwalze					14.20	5.20	2.73
Kombination					-	-	-

- * niedrige Temperatur : Versuchsstrecke $\frac{1+3}{2}$
hohe Temperatur : Versuchsstrecke 2
** hohe Temperatur : Versuchsstrecke 1
niedrige Temperatur : Versuchsstrecke 3

ERGEBNISSE AUS DEM KRIECHVERSUCH AN BOHRKERNEN UNTERSCHIEDLICHEN ALTERS

Alter der BK	Proben Nr.	$A = \epsilon_1'$ [%]	ϵ_{60}' [%]	ϵ_{rev} [%]	ϵ_{irr} [%]	$\frac{\epsilon_{rev}}{\epsilon_{60}'}$	B	S_{mix} [MN/m ²]	S_{mix} in % des neuen Belages
1 Tag	4375 - 80	11.8	15.4	2.8 ⁵	12.5 ⁵	0.19	0.065	6.5	100.0
15 Tage	4381 - 85	10.3	13.8	2.1 ⁵	11.6 ⁵	0.16	0.072	7.3	112.3
35 Tage	4386 - 91	7.0	9.1	1.6 ⁵	7.4 ⁵	0.18	0.062	11.0	169.2
134 Tage	4993 - 97	8.1	10.5	1.9	8.7	0.18	0.065	9.5	146.2
300 Tage	6134 - 39	7.6 ⁵	9.1	1.7	7.4	0.19	0.043	11.0	169.2
480 Tage	7003 - 08	7.0	10.2	1.3	8.9	0.13	0.094	9.8	150.8

LEGENDE: $\epsilon_1' = A$: Kriechdehnung nach 1 Minute Belastungszeit

ϵ_{60}' : Kriechdehnung nach 60 Minuten Belastungszeit

ϵ_{rev} : reversibler Verformungsanteil bei Entlastung nach einstündiger Belastung

ϵ_{irr} : irreversibler Verformungsanteil bei Entlastung nach einstündiger Belastung

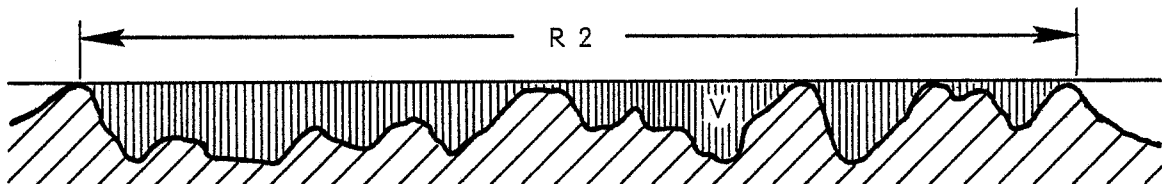
B : Steigung der Geraden in der doppeltlogarithmischen Darstellung $\log \epsilon = \log A + B \cdot \log t$

S_{mix} : Steifigkeit

ANWEISUNG ZUR DURCHFUEHRUNG DER "SANDFLECKMETHODE" *

GRUNDSAETZLICHES:

Man bedient sich der "Sandfleckmethode" um die mittlere Texturtiefe der Oberfläche eines Strassenbelages zu bestimmen. Im Prinzip beruht die "Sandfleckmethode" auf einer Volumenmessung mittels Sand.



Figur 1

ERFORDERLICHES MATERIAL:

1. Normierter Quarzsand, Handelsbezeichnung: A 0.08 - 0.2 mm
2. Messbecher mit $V = 25.00 \text{ cm}^3$ Inhalt laut beiliegender Skizze, der sowohl zum Abmessen der erforderlichen Sandmenge dient, als auch zum Verteilen des Sandes auf der Strassenoberfläche.
3. Ein Lineal im metrischen Massstab oder versehen mit einer Scala, die das direkte Ablesen der mittleren Texturtiefe gestattet.
Mittlere Texturtiefe $t_T = \frac{V}{R^2 \pi}$
wobei R = Radius des Sandflecks
 V = Volumen des Messbechers.
4. Weiche Bürste zum Reinigen der Oberfläche.

VERSUCHSDURCHFUEHRUNG:

Die zu messende Oberfläche muss trocken sein und soll zuvor mit einer weichen Bürste gereinigt werden. Der Messbecher wird mit Sand gefüllt und an der Oberfläche sorgfältig und sauber abgestrichen.

* aus [47]

Die abgemessene Sandmenge wird haufenförmig auf die zu prüfende Strassenoberfläche ausgeschüttet.

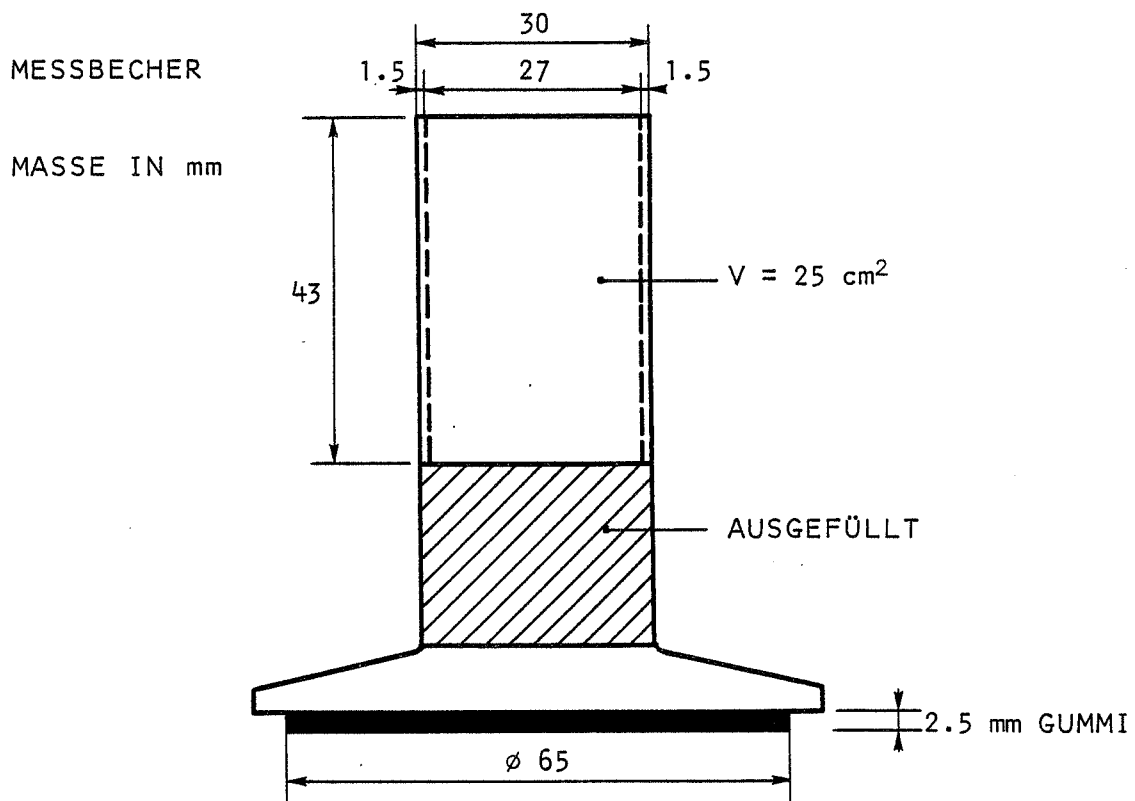
Durch spiralenförmige Bewegung des Bodens des Messbechers von innen nach aussen wird der Sand allmählich über die Oberfläche ausgebreitet, wobei ein möglichst runder "Sandfleck" entstehen soll.

Es ist darauf zu achten, dass der Sand genau über die hervorstehenden Spitzen der Strassenoberfläche abgezogen wird (siehe Figur 1).

Nun wird der Durchmesser des entstandenen Kreises gemessen und die mittlere Texturtiefe daraus abgeleitet: $t_T = \frac{V}{R^2 \pi}$

ERGEBNIS:

In anbetracht der verhältnismässig starken Streuung soll grundsätzlich nur das Mittel aus mindestens 6 Messungen als Ergebnis betrachtet werden.



BEURTEILUNG VON STRASSEN OBERFLÄCHEN NACH DER "MITTLEREN TEXTURTIEFE"
GEMESSEN NACH DER "SANDFLECKMETHODE"

"MITTLERE TEXTURTIEFE" [mm]	BEURTEILUNG DER TEXTUR	BEMERKUNGEN UND EMPFEHLUNGEN
< 0.2	sehr fein	solche Beläge sollen überall und grundsätzlich vermieden werden
0.2 bis 0.4	fein	solche Beläge sollten auf Strassen beschränkt werden, die mit einer Geschwindigkeitsbegrenzung von 60 km/h (Ortschaften) oder maximal 80 km/h belegt sind (Stadtstrassen)
0.4 bis 0.6	mittelmässig	mindestens 0.4 mm sind erforderlich für alle Strassen ausserorts, Kantons-Hauptverkehrs- und Nationalstrassen
0.6 bis 1.0	rauh	ist anzustreben für alle Strassen mit schnellem Verkehr, Hauptverkehrs- und Nationalstrassen
> 1.0	sehr rau	nur in Sonderfällen erforderlich (erbringt keine wesentliche zusätzliche Verbesserung der Drainage- wirkung in der Kontaktfläche Pneu/Strasse)

VERWENDETE SYMBOLE

$$\text{MN/m}^2 = \text{N/mm}^2 \approx 10 \text{ kg/cm}^2 \approx 10 \text{ bar}$$

$A = \epsilon_1$	Kriechdehnung nach 1 Minute Belastungszeit [%]
B	Steigung der Geraden in der doppeltlogarithmischen Darstellung $\log \epsilon = \log A + B \cdot \log t$
C	C-Wert nach Arand (Mass für die Verdichtbarkeit des Mischgutes)
c'	Kohäsion [MN/m ²]
c_{eff}	Effektive Volumenkonzentration des Fillers im Filler-Bitumen-Gemisch: $c_{\text{eff}} = c_{\text{VF}} \frac{1}{1 - H_R}$
c_V	Volumenkonzentration des Splittes im Mischgut
c_{VF}	Volumenkonzentration des Fillers im Filler-Bitumen-Gemisch
FM	Fliesen nach Marshall [mm]
F/B	Volumenverhältnis Filler zu Bitumen
H_R	Hohlraumgehalt des Fillers nach Rigden
S_{Bmix}	Steifigkeit des Prüfkörpers beim Bruch [MN/m ²] (aus dem triaxialen Bruchversuch)
S_{mix}	Steifigkeit des Prüfkörpers aus dem Kriechversuch [MN/m ²]
SM	Stabilität nach Marshall [kN]
η	Dynamische Viskosität [Pa·sec]
ϵ_1	Kriechdehnung nach 1 Minute Belastungszeit [%]
$\epsilon_{60'}$	Kriechdehnung nach 60 Minuten Belastungszeit [%]
ϵ_{rev}	reversibler Verformungsanteil bei Entlastung nach 60 Minuten Belastung [%]
ϵ_{irr}	irreversibler Verformungsanteil bei Entlastung [%]
ϵ_B	Bruchdehnung (aus dem triaxialen Bruchversuch [%])
ϕ'	Winkel der inneren Reibung [°]

L I T E R A T U R V E R Z E I C H N I S :

- [1] HILLS, J.F., FINEY, J.T., Practical Aspects of the Compaction of Bituminous Materials, Seminar 74, The Asphalt and Coated Macadam Association, London 1974.
- [2] SOMMER, P., Einfluss der Verdichtungsverfahren in Labor und Praxis auf das Widerstandsvermögen von Asphalt gegenüber bleibenden Verformungen, Forschungsauftrag FA 7.004 G 76 I, 1978.
- [3] HUSCHEK, S., ANGST, CH., L'influence du compactage sur les propriétés mécaniques des enrobés, Colloque internationale sur le compactage, Editions Anciens ENPC, Paris 1980.
- [4] HUSCHEK, S., STAUB, P., Die Beurteilung des Verformungswiderstandes bituminöser Mischungen durch den Kriechversuch, Mitteilung Nr. 42 des ISETH, Zürich 1979.
- [5] VAN DE LOO, P.J., Creep testing, a simple tool to judge asphalt mix stability, Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 43 (1974)
- [6] LILJA, B., Compaction of bituminous pavement, Shell Bitumen Review 44 (1973).
- [7] FORTMANN, J., TAPPERT, A., Gezielte Verdichtung auf der Baustelle, Teerbau Veröffentlichungen Nr. 24, 1977.
- [8] POTSCHKA, V., Weiterentwicklung und Einbautechnik bituminöser Decken, Schriftenreihe der Arbeitsgruppe "Asphalt- und Teerstrassen", Kirschbaum-Verlag, Bonn-Bad Godesberg 1978.
- [9] POTSCHKA, V., Vibrationsverdichtung von bituminösem Mischgut mit erhöhtem Verformungswiderstand, Strasse und Verkehr, Nr. 5, 1980.
- [10] POWELL, W.D., CHIPPERFIELD, E.H., JENNER, L., Dense graded Bituminous Macadams: Effect of Mixture Variables on Compactability, Colloque internationale sur le compactage, Editions Anciens ENPC, Paris 1980.
- [11] ARQUIE, G., Les dix commandements du compactage, Revue Générale des Routes et Aérodrômes, No 457, 1970.
- [12] S.C.W. Record 3, Compaction of thin Asphalt Layers, Study centre for Road Construction, Netherland 1972.
- [13] FORSSBLAD, L., GESSLER, S., Vibratory Asphalt Compaction, Dynapac Maskin AB, Solna 1975.

- [14] MACHET, J.M., MOREL, G., VALEUX, J.C., Compactage des graves bitume au moyen de rouleaux vibrants, Rapport de recherche LPC Nr.63, 1976.
- [15] PARAMYTHIOTI, J., Les compacteurs vibrants du type "tandem transversale", Colloque internationale sur le compactage, Editions Anciens ENPC, Paris 1980.
- [16] MARKER, V., Factors affecting Compaction, The Asphalt Institute, Maryland 1979.
- [17] BLUMER, M., Bituminöse Beläge und Tragschichten mit erhöhtem Widerstand gegen Verformung - Fragen der Ausführung, Bitumen 2, 1976.
- [18] PARAMYTHIOTI, J., Essai d'étude des variations de pressions réelles moyennes de contact d'un pneu de compacteur en fonction du degré d'avancement du compactage, Bulletin de Liaison des Laboratoires routiers, Nr. 18, (1966).
- [19] TERZAGHI, K., PECK, R.B., Die Bodenmechanik in der Baupraxis, Springer-Verlag 1961.
- [20] ARQUIE, G., Le compactage-Routes et pistes, Edition Eyrolles, Paris 1970.
- [21] KHAY, M., MOREL, G., Compactage des assises de chaussées au moyen des compacteurs à pneumatiques: étude expérimentale en vraie grandeur Colloque internationale sur le compactage, Editions Anciens ENPC, Paris 1980.
- [22] MOUTIER, R., Influence des paramètres de compactage des compacteurs à pneus, Colloque internationale sur le compactage, Editions Anciens ENPC, Paris 1980.
- [23] SCHULZE, K., Bituminöse Fahrbahnbefestigungen, Handbuch des Straßenbaus, Springer-Verlag, Berlin 1977.
- [24] WESTER, K., Compaction, Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 40 (1971).
- [25] HUSCHEK, S., ANGST, CH., Mechanical Properties of Filler-Bitumen Mixes at high and low Service Temperatures, Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists, Vol. 49 (1980)
- [26] HOLL, A., Bituminöse Strassen, Bauverlag GmbH, Wiesbaden und Berlin, 1971.
- [28] DU MESNIL-ADELEE, M., LEBAS, M., Mesure en continu de la densité, Colloque internationale sur le compactage, Editions Anciens ENPC, Paris 1980.
- [29] GORSKI, M., Mesure en continue par voie radioactive de la compacité des couches de chaussées, Colloque internationale sur le compactage, Editions Anciens ENPC, Paris 1980.

- [30] FORSSBLAD, L., Compaction meter on vibrating rollers for improved compaction control, Colloque internationale sur le compactage, Editions Anciens ENPC, Paris 1980.
- [31] THURNER, H., SANDSTROM, A., A new device for instant compaction control, Colloque internationale sur le compactage, Editions Anciens ENPC, Paris 1980.
- [32] HOLLIGER, S., Belagsarbeiten auf der N2, Strasse und Verkehr, 7/1980.
- [33] ARAND, W., Verdichtung - mathematisch-analytisch betrachtet, Bitumen-Teere-Asphalte-Peche, 11/1974.
- [34] SACHS, L., Angewandte Statistik, Springer Verlag.
- [35] HUSCHEK, S., Interpretation von Kriechversuchen an Asphaltkörpern, Colloquium über plastische Verformbarkeit von Asphaltmischungen, Mitteilung Nr. 37 des ISETH, Zürich 1977.
- [36] PAULMANN, G., Verdichtungsvorgänge und Verdichtungswiderstand bei bituminösem Mischgut, Bitumen, 2/1970.
- [37] Mix design methods for Asphalt Concrete, The Asphalt Institut, Maryland 1962.
- [38] ANGST, CH., Der Einfluss des Schlankheitsgrades und der Anzahl Zwischenschichten beim triaxialen Bruchversuch, interner Bericht ISETH, Zürich 1980.
- [39] BONNOT, J., Assesing the Properties of Materials for the Structural Design of Pavements, third international conference on the structural design of Asphalt Pavements, London 1972.
- [40] HENKEL, F., Der Einfluss von Brechkornzusätzen auf die Stabilität von Asphalttragschichtmaterial, Bitumen, 3/1977.
- [41] VON BECKER, P., Zur Annahme wirklichkeitsnaher E-Moduli als Kennwerte für das elastische Verformungsverhalten flexibler Strassenbefestigungen bei elastizitätstheoretischen Beanspruchungen, Forschung Strassenbau und Verkehrstechnik, Heft 204, 1976.
- [42] SCHULZE, K., Erfahrungen beim Bau von Tragschichten aus bituminösem Kiesbeton und die Prüfung ihrer Stabilität, Bitumen, 2/1957.
- [43] LEMPE, U., Dynamischer Schubmodul und Dauerfestigkeit bituminös gebundener Baustoffe, Strassenbau und Strassenverkehrstechnik, Heft 130, 1972.
- [44] ZENKE, G., Ueber die Problematik der Untersuchung und normfähige Erfassung spezieller Eigenschafts-Merkmale von Bitumen, Bitumen-Teere-Asphalte-Peche, 3/1974.
- [45] MUGGLER, M.R., Die Veränderung der Bitumeneigenschaften während der Verarbeitung und im fertigen Belag, Strasse und Verkehr, 6/1970.

- [46] 25 Jahre Asphalt-Tragschichten, ARBIT, Hamburg 1977.
- [47] HEITHAUSS, J.J., JOHNSON, R.W., Microviscosimeter Study of Road Asphalt Hardening in the Field and Laboratory, Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologist, Vol. 27 (1958).
- [48] RENKEN, P., Verdichtbarkeit von Asphaltbetongemischen und ihr Einfluss auf die Standhaftigkeit, Schriftenreihe Strassenwesen, Lehrstuhl für Strassenwesen und Erdbau, TU Braunschweig, 1980.
- [49] HUSCHEK, S., Griffigkeit und Verkehrssicherheit auf nasser Strasse, Mitteilung Nr. 31 des ISETH, Zürich 1975.